1963 7414

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUA

Tomul 1 (15) Fasc. 1

IANUARIE — IUNIE 1956

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 1 (15) Fasc. 1

IANUARIE — IUNIE 1956

F
7414
1979

1989

P 304

BUDAPESTI RÜSZAKI EGYETEM
KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

COMITETUL DE REDACȚIE

Academician CORNEL MICLOȘI, prof. CORIOLAN DRĂGULESCU membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. AUREL BÂRGLĂZAN membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. GHEORGHE TH. GHEORGHIU, prof. CONSTANTIN N. AVRAM, prof. VICTOR GHEORGHIU, prof. GHEORGHE OSTROGOVICH, prof. ALEXANDRU ROGOJAN

Redactor responsabil: prof. GHEORGHE SILAȘ

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate in „Buletin", vor fi adresate tovarășului Prof. GH. SILAȘ, Institutul Politehnic Timișoara, Republica Populară Romînă, cu menfiunea „pentru Buletin".

Tous les manuscrits destinés a paraître dans le „Bulletin" seront adressées a M. le Prof. GH. SILAȘ, Institut Polytechnique de Timișoara, Republique Populaire Roumaine, avec la mention, „pour le Bulletin".

Все рукописи присылаемые для опубликования в „Бюллетене", адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический Институт в Тимишоаре, Румынская Народная Республика, с примечанием: „для Бюллетеня"

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIȘOARA

Seria II, Tomul I — Fascicola I, Ianuarie—Iunie 1956

SUMAR

Pag.

Cuvînt înainte 9

VALERIU ALACI — Soluții particulare pentru o clasă de ecuații cu derivate parțiale liniare de ordinul al 2-lea 11

IOAN CUREA — Un nou amortizor Seismografic cu aer . . . 17

OCT. EM. GHEORGHIU — Determinarea derivatei covariante a pseudotensorilor 27

MARIA BICA — Asupra unor congruențe de drepte (II) . . . 31

MARIN BĂNĂRESCU — Scurgerea fluidelor compresibile prin turbomașinile cu palete lungi 41

AUREL BÂRGLĂZAN m. coresp. Acad. R.P.R. și IOAN ANTON — Contribuții la utilizarea cercetărilor de laborator pentru o centrală hidroelectrică cu turbină Kaplan 53

AUREL BÂRGLĂZAN m. coresp. Acad. R.P.R. și VICTOR LAVRINENCO — Contribuții la proiectarea turbinelor Francis pe baza unor cercetări de laborator 73

AUREL BÂRGLĂZAN m. coresp. Acad. R.P.R. și VICTOR LAVRI- Studii și cercetări experimentale asupra transformării pompelor de debit mijlociu în pompe de debit mare 87

FRANCISC KOVACS — Metode de sinteză ale mecanismelor care au la bază înlănțuirea patrulater articulat 101

ERNEST SISAK — Cercetări asupra coeficientului de influență al rețelelor de profile hidrodinamice cu contur oarecare (rețeaua turbinei) 115

OCTAVIAN BOȘIAN — Tratarea analitică a teoriei articulației cardanice 127

COLOMAN BAKONYI — Din practica de turnătorie 131

ILIE IDIȚOIU — Cinematica articulației cardanice și problema limitării unghiului dintre arbori 135

LĂZĂR BOLEANȚU — Asupra pulsației critice a arborilor la oscilații transversale 155

FRANCISC KOVACS — Contribuții la calculul geometric al profilelor de dinți, la roți dințate cilindrice cu dinți drepți 165

IOAN DE SABATA — Contribuții la determinarea pe cale experimentală a potențialului într-un cîmp electrostatic de categoria I . 173

Pag.

TOMA LASZLO — Determinarea numărului optim de transformare într-o rețea de distribuție cu sarcină uniformă distribuită . . 179
EUGEN SERACIN și VLAD VĂZDĂUȚEANU — Probleme de acționare electrică la războaiele de țesut 189
TOMA DORDEA — Determinarea valorii de calcul a intrefierului de la îmbinarea prin suprapunere a tolelor mașinilor electrice . . 199
ADAM SEMLYEN — Despre caracteristica de topire a fuzibilelor cu înveliș 243
ALEX. ROGOJAN — Contribuții la studiul și calculul unor relee electronice alimentate în curent alternativ 257
DAVID FRĂNKEL — Scheme de conexiuni ale wattmetrelor pentru măsurarea puterii active respectiv reactive în sisteme trifazate cu trei conducători la asimetrie totală 273
CONST. N. AVRAM, IOSIF GRÜNER și VALENTIN BOTA — Acoperiș lamelar din elemente prefabricate din beton armat . . 283
CORNEL JURA și MIHAI GIURCONIU — Studiul mișcării apei la îmbogățirea straturilor acvifere cu nivel sub presiune, cu aplicare în practica lucrărilor de captare 291
NERVA PORUMB — Soluționarea prinderii în cuie a grinzilor de lemn tip cheson cu ajutorul abacelor 303
NICOLAE VEZA — Metodă grafică de determinarea momentului de inerție în raport cu axele centrale 307
DANIIL TR. ROȘU — Generalizarea metodei razelor aproximative de giratie la alegerea secțiunilor metalice simetrice comprimate excentric 315
EMIL PETROVICI — Cîteva observații privitoare la caracterul elementelor și poziția lor în sistemul periodic (Asemănări oblice) 335
IOSIF REICHEL și LIVIA POD — Despre introducerea restului mercurioxalic în fenoli în vederea sintezei unor combinații noi cu efect insectinicid-fungicid 351
IOSIF REICHEL, IOSIF PHILIPS și EMIL SECOȘAN — Obținerea unor pigmenți coloranți de înaltă calitate, prin valorificarea noroiului de fier, deșeu la fabricarea anilinei prin reducerea nitrobenzenului 361
C. DRĂGULESCU m. coresp. Acad. R.P.R. și P. TRIBUNESCU — Solubilitatea fosfatului mixt de argint și taliu 375
L. I. SAUCIUC și GERDA CSENDES — Contribuții la studiul obținerii acidului butiric 381
IOSIF DICK — O nouă metodă rapidă pentru dozarea cuprului pe cale gravimetrică 389
VALERIU ALACI . . . . . 395.
ION OLTENSCHI 397

BULETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMIŞOARA

2 Sèrie, Tom. I — Fascicole I, Janvier—Juin 1956

SOMMAIRE

Page

Avant-propos 9

VALERIU ALACI — Solutions particuliéres pour une classe d'equations aux dérivées partielles linéaires de second ordre . . 11

IOAN CUREA — Un typ nouveau d'amortisseur séismographique à air 17

OCT. EM. GHEORGHIU — La détermination de la covariante des pseudotenseurs 27

MARIA BICA — Sur quelques congruences de droites (II) . . . 31

MARIN BĂNĂRESCU — L'écoulement des fluides compressibles par les turbo-machines à longues pales 41

AUREL BÂRGLĂZAN membre correspondant de l'Académie de la R.P.R. et IOAN ANTON — L'utilisation des recherches de laboratoire pour une centrale hydroéelectrique à turbine Kaplan . . 53

AUREL BÂRGLĂZAN membre correspondant de l'Académie de la R.P.R. et VICTOR LAVRINENCO — Contributions à l'établissement du projet des turbines Francis; en base des recherches de laboratoire 73

AUREL BÂRGLĂZAN membre correspondant de l'Académie de la R.P.R. et IOAN ANTON — Études et recherches expérimentales sur la transformation des pompes au débit moyen en pompes à grand débit 87

FRANCISC KOVACS — Méthodes de synthése des mécanismes fondés sur l'enchaînement quadrilatére articulé 101

ERNEST SISAK — Recherches sur le coefficient d'influence des réseaux de profils hydrodinamiques à contour quelconque (le réseau de la turbine) 115

OCTAVIAN BOŞIAN — Solution analytique de la théorie de l'articulation cardanique 127

COLOMAN BAKONYI — De la pratique du coulage 131

ILIE IDIŢOIU — La cinématique de l'articulation cardanique et le problème de la limitation de l'angle entre les arbres . . . 135

LAZAR BOLEANŢU — Au sujet de la pulsation critique des arbres à oscilations transversales 155

FRANCISC KOVACS — Contributions au calcul du profil dents des roues dentées cylindriques aux dents droites 165

Page

IOAN DE SABATA — Contributions à la détermination, par voie expérimentale, du potentiel dans un champ électrostatique de première catégorie 173

TOMA LASZLO — La détermination du nombre du poste de transformation dans un réseau de distribution à charge uniformément distribuée 179

EUGEN SERACIN et VLAD VĂZDĂUȚEANU — Problèmes au sujet de la commande électrique des métiers à tisser 189

TOMA DORDEA — Le calcul de la valeur du facteur de l'entrefer pour le joint plan des tôles des machines électriques . . . 199

ADAM SEMLYEN — Die Schmelzkennlinie der Sicherungen mit Hüllung 243

ALEX. ROGOJAN — Contributions à l'étude et au calcul de certains relais électroniques alimentés en courant alternatif . . . 257

DAVID FRĂNKEL — Schémas de connexion des wattmètres pour la mesure de la puissance active respectivement réactive, dans les systèmes triphasés à trois conducteurs à asymétrie totale . . 273

CONST. N. AVRAM, IOSIF GRÜNER et VALENTIN BOTA — Toit en lamelles préfabriquées en béton armé 283

CORNEL JURA et MIHAI GIURCONIU — L'étude du mouvement de l'eau dans l'enrichissement des couches aquifères au niveau sous pression et son application pratique dans les travaux de captation 291

NERVA PORUMB — Solution du coluage des poutres en bois type caisson à l'aide des abaques 303

NICOLAE VEZA — Méthode graphique de détermination du moment d'inertie par rapport aux axes centraux 307

DANIIL TR. ROȘU — Généralisation de la méthode des rayons approximatifs de giration dans le choix des sections métalliques symétriques comprimées excentriquement 315

EMIL PETROVICI — Quelques observations au sujet du caractère des éléments dans leur position dans le système périodique (ressemblances obliques) 335

IOSIF REICHEL und LIVIA POD — Über die Oxalomercurierung von Phenolen, zwecks Synthese von neuen Verbindungen mit fungizider Wirkung 351

IOSIF REICHEL, IOSIF PHILIPS und EMIL SECOȘAN — Gewinnung von hochwertigen Pigment Farbstoffen durch Verwertung des Eisenschlammes, das bei der Anilinherstellung durch Reduktion von Nitrobenzol anfällt 361

C. DRĂGULESCU, membre correspondant de l'Académie de la R.P.R. et P. TRIBUNESCU — La solubilité du phosphate mixte d'argent et de thalium 375

L. I. SAUCIUC et GERDA CSENDES — Contributions a l'étude de l'altention de l'acide butyrique 381

IOSIF DICK — Eine neue Schnellmethode zur gewichtsanalytischen Bestimmung des Kupfers 389

VALERIU ALACI 395

ION OLTENSCHI 397

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА В ТИМИШОАРЕ

Серия II, Том I Выпуск 1, январь—июнь 1956

ОГЛАВЛЕНИЕ

Стр.

Предисловие 9

ВАЛЕРИУ АЛАЧ — Частное решение класса уравнений с частными линейными производными второго порядка 11

ИОАН КУРЯ — Новый воздушный амортизатор для сейсмографа 17

ОКТАВИАН ЭМ. ГЕОРГИУ — Определение ковариантной производной лжетензоров 27

МАРИЯ БИКА — О некоторых конгруентностях прямых (II) . 31

МАРИН БЭНЭРЕСКУ — Протекание сжимающихся жидкостей через длинолопастные турбомашины 43

АУРЕЛ БЭРГЛЭЗАН член кореспондент Акад. Наук Р. Н. Р. и ИОН АНТОН — Дополнение к использованию лабораторных исследований для гидроэлектростанции с турбинами Каплан . 54

АУРЕЛ БЭРГЛЭЗАН член кореспондент Акад. Наук Р. Н. Р. и ВИКТОР ЛАВРИНЕНКО — Дополнения к проэктированию турбин Франциса на основании лабораторных исследований . . 73

АУРЕЛ БЭРГЛЭЗАН Член кореспондент Акад. Наук Р. Н. Р. и ИОН АНТОН — Изучение и экспериментальные исследования о переделке насосов среднего расхода в насосы большого расхода 87

ФРАНЧИСК КОВАЧ — Методы синтеза механизмов имеющих в основе сцепление шарнирного четырехугольника . . . 101

ЕРНЕСТ ШИШАК — Исследования о коэффициенте влияния сетки гидродинамических профилей определенной формы (сеть турбины) 115

ОКТАВИАН БОШИАН — Аналитическое толкование теории карданного соединения 127

К. БАКОНИ — Из практики литейного цеха 131

И. Д. ИДИЦОИУ — Кинематика карданного шарнира и вопрос ограничения угла между валами 135

ЛАЗЭР БОЛЯНЦУ — О критической пульсации валов при поперечных колебаниях 155

ФРАНЧИСК КОВАЧ — Добавления к геометрическому расчету профилей зубцов цилиндрических шестерен с прямыми зубцами 165

Стр.

ИОАН ДЕ САБАТА — Дополнение к экспериментальному определению потенциала в электростатическом поле первой категории 173

ТОМА ЛАСЛО — Определение найлучшего числа трансформаторных постов в распределительной сети с равномерной нагрузкой 179

ЕВГЕНИЙ СЕРАЧИН и ВЛАД ВЭЗДЭУЦЯНУ — Вопросы электропривода для ткацких станков 189

ТОМА ДОРДЯ — Определение рассчетной величины воздушного зазора соединения наложением пластин в электрических машинах 199

АДАМ ШЕМЛЬЕН — О плавильной характеристике плавких материалов в оболочке 243

АЛЕКС. РОГОЖАН — Дополнение к исследованию и расчету некоторых электронных реле питаюшихся переменным током . 257

ДАВИД ФРЕНКЕЛЬ — Схема присоединения ваттметров для измерения активной, соответственно реактивной мощности, в трехфазной состеме с тремя проводами, при полной ассиметрии 273

КОНСТ. АВРАМ, ИОСИФ ГРЮНЕР и ВАЛЕНТИН БОТА — Покрытие из сборных железобетонных косяков 283

КОРНЕЛ ЖУРА и МИХАИ ЖУРКОНИУ — Исследование движения воды обогащающей водоносные слои под давлением с применением на практике теории водопроводных сооружений . 291

НЕРВА ПОРУМБ — Решение гвоздевого крепления деревянных балок кесонного типа, посредством абак 303

НИКОЛАЙ ВЕЗА — Графический метод для определения момента инерции в соответствии с центральными осями . . 307

ДАНИЛ ТР. РОШУ — Обобщение метода приблизительных радиусов инерции при выборе симметричных металлических сечений, подвергнутых эксцентрическому сжатию 315

ЕМИЛЬ ПЕТРОВИЧ — Замечания по поводу характера элементов при их распределении в периодической системе. (косые сходства) 335

ИОСИФ РЕЙХЕЛЬ и ЛИВИЯ ПОД — О введении ртутно щавелевого остатка в фенолы для синтеза некоторых новых соединений с инсектисидно-фунгисидным действием . . . 351

ИОСИФ РЕЙХЕЛЬ, ИОСИФ ФИЛИПС и ЕМИЛЬ СЕКОШАН — Получение некаторых красящих высококачественных пигментов из железного шлама, который является отходом при производстве анилина путем восстановления нитробензола . . 361

К. ДРЭГУЛЕСКУ член кореспондент Акад. Наук Р. Н. Р. и П. ТРИБУНЕСКУ — Растворимость фосфорнокислого соединения серебра и таллия 375

Л. И. САУЧУК и ГЕРДА ЧЕНДЕШ — Дополнения к изучению получения маслянной кислоты 381

ИОСИФ ДИК — Новый ускоренный метод для дозировки меди гравиметрическим путем 389

ВАЛЕРИУ АЛАЧ 395

ИОН ОЛТЕНСКИЙ 397

CUVÎNT ÎNAINTE

Datorită valorosului sprijin, acordat de Partidul Muncitoresc Romîn şi de Guvernul Republicii Populare Romîne, dezvoltării ştiinţifice, începînd cu acest număr sîntem în măsură să reluăm publicarea Buletinului ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic din Timişoara, într-o nouă serie.

Sesiunile ştiinţifice ale Institutului nostru, au dovedit cu prisosinţă că la noi se dezvoltă o bogată activitate ştiinţifică şi tehnică care cere să fie cunoscută; de aci a rezultat reapariţia acestui buletin.

Lucrările publicate vor oglindi în mare măsură producţia ştiinţifică şi tehnică a acestor sesiuni, începînd cu modestele încercări ale tinerilor care se dezvoltă în cadrul Institutului, pînă la lucrările temeinice ale profesorilor mai în vîrstă cu multă experienţă, deja recunoscuţi în domeniul ştiinţific romînesc.

Lucrările primelor două sesiuni au fost publicate în două volume aparte, întitulate: „Comunicări ştiinţifice şi tehnice". De aceea numărul acesta conţine în bună parte lucrările sesiunii a treia şi puţine din a patra. Dar aceasta nu va fi un criteriu; vom publica de asemenea şi lucrări care nu s-au ţinut în sesiuni şi chiar ale colegilor noştri de la alte institute care doresc împreună cu noi să îmbogăţească patrimoniul ştiinţific al ţării noastre, şi prin asta cultura ştiinţifică mondială.

SOLUȚII PARTICULARE PENTRU O CLASĂ DE ECUAȚII CU DERIVATE PARȚIALE LINIARE DE ORDINUL AL 2-LEA

DE

VALERIU ALACI

Vom da o metodă proprie, unitară și simplă pentru găsirea unor soluții particulare ale unei clase întinse de ecuații cu derivate parțiale, liniare de ordinul al 2-lea, în care vom putea încadra și unele ecuații ale Fizicii matematice.

I.

Fie ecuația cu derivate parțiale

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{1}{a_i x_i^{p-2}} \frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2} = 0, \tag{1}$$

unde p este un număr algebric real, iar a_i, n constante date. Să căutăm o soluție particulară de forma

$$u = \varphi(a_1 x_1^p + a_2 x_2^p + \ldots + a_n x_n^p) = \varphi(v), \tag{2}$$

unde φ este o funcție arbitrară.

Din (2) deducem

$$\frac{\partial u}{\partial x_i} = p a_i x_i^{p-1} \frac{d\varphi}{dv},$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2} = p(p-1) a_i x_i^{p-2} \frac{d\varphi}{dv} + p^2 a_i^2 x_i^{2(p-1)} \frac{d^2\varphi}{dv^2},$$

și prin urmare

$$\frac{1}{a_i x_i^{p-2}} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2} = p\left[(p-1)\frac{d\varphi}{dv} + p a_i x_i^p \frac{d^2\varphi}{dv^2}\right].$$

Luînd pe rînd $i = 1, 2, 3, \ldots, n$ și adunînd relațiile astfel obținute, găsim

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{1}{a_i x_i^{p-2}} \frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2} = p\left[n(p-1)\frac{d\varphi}{dv} + pv\frac{d^2\varphi}{dv^2}\right].$$

Pentru ca φ să fie soluție pentru ecuația (1), trebuie să integrăm ecuația diferențială

$$pv\frac{d^2\varphi}{dv^2} + n(p-1)\frac{d\varphi}{dv} = 0,$$

ceea ce se poate face în mai multe feluri.

O metodă ar fi să considerăm în locul acestei ecuații, următoarea ecuație echivalentă de tip Euler.

$$pv^2\frac{d^2\varphi}{dv^2}+n(p-1)v\frac{d\varphi}{dv}=0. \tag{3}$$

Ecuația ei caracteristică este

$$pr(r-1)+n(p-1)r=0, \tag{4}$$

cu rădăcinile

$$r_1=0,\quad r_2=1-n+\frac{n}{p}\cdot$$

Cazul I. Dacă $r_2\neq 0$, soluția generală a ecuației diferențiale (3) este

$$\varphi=C_1+C_2v^{1-n+\frac{n}{p}}. \tag{3'}$$

In acest caz, o soluție particulară a ecuației cu derivate parțiale (1) cu două constante arbitrare este

$$u=C_1+C_2v^{1-n+\frac{n}{p}}, \tag{1'}$$

unde însă

$$v=a_1x_1^p+a_2x_2^p+\ldots+a_nx_n^p.$$

Cazul II. Dacă însă $r_2=0$, ceea ce are loc pentru

$$p=\frac{n}{n-1}, \tag{5}$$

atunci după cele știute, soluția generală a ecuației diferențiale (3) este

$$\varphi=C_1+C_2\ln v, \tag{3''}$$

iar soluția particulară a ecuației cu derivate parțiale (1) devine

$$u=C_1+C_2\ln v, \tag{1''}$$

cu

$$v=\sum_1^n a_ix_i^p.$$

Aplicații interesante

1. Pentru $n=3$ condiția (5) ne dă

$$p=\frac{3}{2}$$

și sîntem în cazul tratat II.

Rezultă că ecuația cu derivate parțiale (1), în acest caz devine

$$\sqrt{x}\frac{\partial^2u}{\partial x^2}+\sqrt{y}\frac{\partial^2u}{\partial y^2}+\sqrt{z}\frac{\partial^2u}{\partial z^2}=0, \tag{6}$$

dedusă din (1) prin schimbarea variabilelor (x_1, x_2, x_3) respectiv cu (x, y, z) şi luînd $a_i = 1$, iar o soluţie a ei particulară de forma (3″), unde putem lua evident $C_1 = 0$, $C_2 = 1$, este

$$u = \ln (x\sqrt{x} + y\sqrt{y} + z\sqrt{z}). \tag{6'}$$

Această soluţie se verifică şi direct.

2. Pentru $n = 3$ şi $p = -1$, condiţia (5) ne mai fiind verificată, rezultă că sîntem în cazul tratat I.

Ecuaţia cu derivate parţiale (1) în acest caz devine

$$x^3 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + y^3 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + z^3 \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = 0, \tag{7}$$

iar o soluţie particulară a ei de forma (1′) este

$$u = \left(\frac{1}{x} + \frac{1}{y} + \frac{1}{z} \right)^{-5}. \tag{7'}$$

soluţie ce se verifică. Şi aici am procedat ca în 1.

3. Pentru a invedera diversitatea aplicaţiilor ce le cuprinde ecuaţia cu derivate parţiale (1), să luăm încă cazul particular

$$n = 3, \quad p = 2 - \sqrt{2}.$$

In acest caz, ecuaţia cu derivate parţiale (1), devine

$$x^{\sqrt{2}} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + y^{\sqrt{2}} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + z^{\sqrt{2}} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = 0, \tag{8}$$

iar soluţie ei particulară corespunzătoare (1′) este

$$u = (x^{2-\sqrt{2}} + y^{2-\sqrt{2}} + z^{2-\sqrt{2}})^{-2+\frac{3}{2-\sqrt{2}}}, \tag{8'}$$

soluţia uşor de verificat şi direct.

4. *Ecuaţia undelor plane.* Putem încadra în ecuaţia cu derivate parţiale (1) ecuaţia undelor plane. Este suficient ca în ecuaţia (1) să luăm

$$n = 3, \quad p = 2, \quad a_1 = a^2, \quad a_2 = a_3 = -1,$$

şi să înlocuim variabilele (x_1, x_2, x_3) respectiv prin (t, x, y) unde t să reprezinte timpul, iar (x, y) coordonatele unui punct din plan.

Cu aceste particularizări ecuaţia (1) devine

$$\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}, \tag{9}$$

tocmai ecuaţia undelor plane.

Soluţia găsită de noi (1′) în acest caz devine

$$u = C_1 + C_2 v^{-\frac{1}{2}}, \tag{9'}$$

unde

$$v = a^2 t^2 - x^2 - y^2. \tag{10}$$

Pentru problema undelor, în toate tratatele clasice, se caută însă obişnuit o soluţie $u(t, x, y)$ care să satisfacă condiţiile iniţiale

$$\left.\begin{aligned} u(0, x, y) &= \varphi_0(x, y) \\ u'_t(0, x, y) &= \varphi_1(x, y), \end{aligned}\right\} \tag{11}$$

unde funcţiile φ_0, φ_1, sînt presupuse de două ori derivabile.

Putem îndruma raţionamentele noastre pentru a ajunge la o astfel de soluţie.

În adevăr soluţia particulară (9') în care putem lua evident $C_1=0$, $C_2=1$, se mai poate scrie ţinînd seama de (10)

$$u(t, x, y) = \frac{1}{\sqrt{a^2t^2-x^2-y^2}},$$

sau mai general şi

$$u(t, x, y) = \frac{1}{\sqrt{a^2t^2-(\alpha-x)^2-(\beta-y)^2}}, \tag{12}$$

fiindcă variabilele (x, y) le putem înlocui respectiv prin $(\alpha-x, \beta-y)$ (α, β, parametrii arbitrari), deoarece ecuaţia (9) nu suferă nici o schimbare, ea avînd coeficienţi constanţi. Dar atunci se ştie [1]) că integrînd membrul al 2-lea din (12) în raport cu parametrii α şi β, după ce în prealabil am înmulţit cu o funcţie arbitrară $\varphi(\alpha, \beta)$ de două variabile, este tot o soluţie particulară pentru ecuaţia (1).

Prin urmare

$$u(t, x, y) = \iint\limits_{(S)} \frac{\varphi(\alpha, \beta)\, d\alpha d\beta}{\sqrt{a^2t^2-(\alpha-x)^2-(\beta-y)^2}} \tag{13}$$

este tot o soluţie particulară a ecuaţiei (1), domeniul de integrare îl alegem un cerc cu centrul în $M(x, y)$ de rază at. Odată ajunşi la soluţia particulară (13) a ecuaţiei (9), mai departe se procedează la fel ca în tratatele clasice[2]) şi se ajunge la soluţia lui *Poisson*,

$$u(t, x, y) = \frac{1}{2\pi a} \iint\limits_{(S)} \frac{\varphi_1(\alpha, \beta)\, d\alpha d\beta}{\sqrt{a^2t^2-(\alpha-x)^2-(\beta-y)^2}} + \frac{1}{2\pi a} \frac{\partial}{\partial t} \iint\limits_{(S)} \frac{\varphi_0(\alpha, \beta)\, d\alpha d\beta}{\sqrt{a^2t^2-(\alpha-x)^2-(\beta-y)^2}}. \tag{14}$$

Este de relevat că soluţia particulară (13) s-a desprins cu uşurinţă din metoda dată de noi, pe cînd în tratatele clasice amintite ea se stabileşte prin consideraţii geometrice, foarte interesante de altfel.

Observare. Se poate arăta că ecuaţia cu derivate parţiale

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{1}{a_i k_i^2 x_i^{k_i-2}} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2} = 0 \tag{15}$$

admite o soluţie particulară de forma

$$u = \varphi\left(\sum_1^n a_i x_i^{k_i}\right), \tag{16}$$

unde numerele k_i sînt cu totul arbitrare.

[1]) Goursat: Curs de analiză matematică vol. III. p. 97.

[2]) Petrovski: Prelegeri asupra teoriei ecuaţiilor cu derivate parţiale, pp. 96—101. Smirnov: Curs de matematici superioare, Tom II. p. 506.

Soluția de forma (16) fiind

$$u=\left(\sum_{1}^{n} a_i x_i^{k_i}\right)^{1-n+\sum_{1}^{n}\frac{1}{k_i}}, \tag{15'}$$

dacă exponentul este $\neq 0$, sau

$$u=\ln\left(\sum_{1}^{n} a_i x_i^{k_i}\right), \tag{15''}$$

dacă exponentul amintit este zero.

SOLUTIONS PARTICULIÈRES POUR UNE CLASSE D'ÉQUATIONS AUX DÉRIVÉES PARTIELLES LINÉAIRES DE SECOND ORDRE

(RÉSUMÉ)

Le présent travail traite une classe d'équations aux dérivées partielles de forme (1), ayant des coefficients variables, à laquelle on détermine des solutions particulières, de forme (2).

Cette forme, qui contient une expression homogène du degré p dans les variables x_i, généralise la méthode classique où $p=1$.

On donne de remarquables exemples de forme (1) et leurs solutions particulières, correspondant à deux constantes arbitraires.

On remarque que dans la classe d'équations de forme (1) on a intégré aussi l'équation des ondes planes de forme (9), avec les conditions initiales (11) et on arrive à la solution classique (12), par une méthode différente de la méthode classique.

ЧАСТНОЕ РЕШЕНИЕ КЛАССА УРАВНЕНИЙ С ЧАСТНЫМИ ЛИНЕЙНЫМИ ПРОИЗВОДНЫМИ ВТОРОГО ПОРЯДКА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Настоящая работа рассматривает класс уравнений с частными производными формы (1) имеющими переменные коэффициенты, для которого определяются частные решения формы (2).

Эта форма, содержащая однородное выражение степени p с переменными x_i, обобщает классический метод когда $p=1$.

Даются ясные примеры формы (1), а также соответствующие частные решения с двумя произвольными постоянными.

Отмечается что в класс уравнений формы (1) включено также уравнение плоских волн формы (9) с начальными условиями (11), приходя неклассическим методом к классическому решению (12).

UN NOU AMORTIZOR SEISMOGRAFIC CU AER

DE

IOAN CUREA

1. Amortizarea mişcării pendulilor seismici a constituit un progres însemnat în cercetările seismice. Amortizarea reduce în adevăr mişcarea proprie a pendulilor, — căci mase complet staţionare nu se pot realiza, — şi face ca ei să redea mai fidel mişcarea solului şi tot o dată reduce şi efectul perturbator al cuplării dintre componentele seismografului, datorită fundaţiei.

Studiul teoretic al efectului amortizării este însă o problemă dificilă afară de cazurile în care forţa de frînare poate fi considerată constantă sau proporţională cu iuţeala mişcării[1]). De aceea, în loc de a elabora teorii matematice complicate pentru a calcula efectul amortizării pendulilor, se preferă a căuta să se construiască amortizoare care să satisfacă cît mai bine aceste cerinţe.

Se înţelege că un bun amortizor trebuie să mai îndeplinească şi alte condiţii, ca de exemplu:

să nu producă perturbări în mişcarea pendulilor modificîndu-le în mod inadmisibil perioada de oscilaţie;

să permită modificarea raportului de amortizare pe o scară destul de întinsă, spre a putea fi utilizat pentru diferite perioade de oscilaţie ale pendulilor;

să asigure timp îndelungat o frînare constantă;

să fie uşor de mînuit, uşor reglabil, etc.

Dintre amortizoarele seismografice existente, cele magnetice îndeplinesc în mai mare măsură aceste condiţii. Dar la seismografele cu înregistrare mecanică, cu mase mari, la care amplificarea mişcării se face prin pîrghii iar înregistrarea pe hîrtie afumată, se folosesc de obicei amortizoare cu aer, mai uşor de construit.

---

[1]) In acest din urmă caz ecuaţia mişcării pendulului ia forma simplă

$$a'' + 2q \cdot a' + n^2 a + V \cdot y'' = 0,$$

unde

a = abaterea acului, la un moment dat, de la poziţia de echilibru,
q = constanta de amortizare,
$n = \frac{2\pi}{T}$, T fiind perioada pendulului,
y = deplasarea solului,
V = raportul de amplificare geometrică a mişcării.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁRA

Dintre amortizoarele cu aer două sînt mai cunoscute şi răspîndite:

a) Amortizorul Mainka, la care frînarea se obţine intercalînd în sistemul de pîrghii amplificatoare o placă dreptunghiulară, închisă într-o cutie metalică, reglarea fiind asigurată prin deschiderea şi închiderea unor orificii tăiate în pereţii laterali ai cutiei.

b) Amortizorul Wiechert, la care frîna se face printr-un piston cilindric K, cu diametrul de 10 cm, în care, spre a-l uşura, s-au strungit patru calote cilindrice (fig. 1).

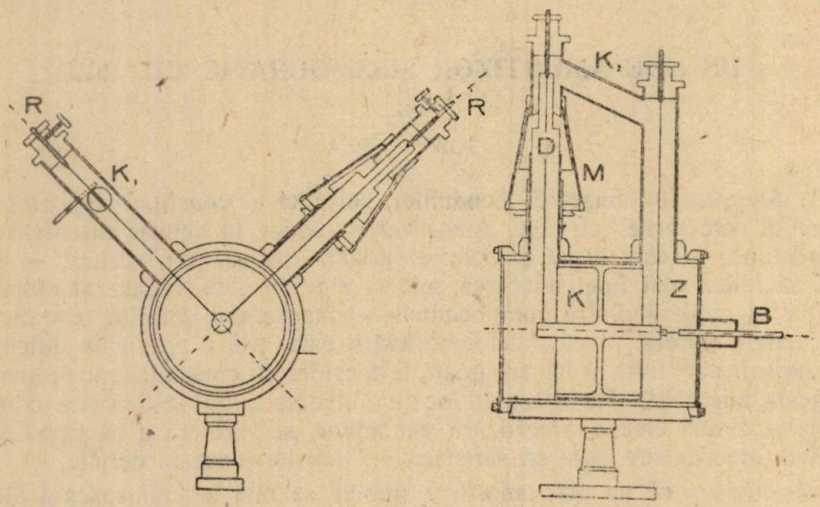


Fig. 1

Pistonul, legat în sistemul de amplificare prin pîrghia B, se poate mişca într-un corp cilindric închis Z, cu diametrul interior numai cu 0,3—0,4 mm mai mare ca acela al pistonului. Reglarea frînării e dată de un ventil D, prin care se scurge o parte din aerul împins de piston, prin ţevile de legătură $K_{1,2}$, dintr-o parte în alta a corpului cilindric. [2, p. 345].

Dar acest amortizor prezintă, cum a arătat Acad. Prof. G. Demetrescu [1], inconvenientul că produce perturbaţii în mişcarea pendulului. Pistonul, în adevăr, fiind suspendat cu patru fire de corpul cilindric, care-l înconjoară, constituie un al doilea pendul cu perioadă diferită de oscilare, pe care o imprimă pendulului.

Acelaşi neajuns îl au, de altfel, toate amortizoarele intercalate în dispozitivul de amplificare şi înregistrare. Un pendul inversat este şi placa amortizorului Mainka. Acest amortizor mai este şi greu de reglat şi nu menţine nici amortizarea constantă timp îndelungat din cauza prafului şi a paianjenişului care pătrunde uşor prin orificiile de reglare, relativ mari.

O inovaţie deosebit de importantă s-a făcut prin ideea fericită a Prof. G. Demetrescu de a scoate amortizorul din sistemul de amplificare şi de a-l lega, printr-o tijă uşoară, direct şi invariabil de pendul, după exemplul amortizoarelor magnetice ale seismografelor Golizin, cu înregistrare galvanometrică.

In felul acesta pîrghiile de amplificare nu mai servesc şi la frînare şi de aceea pot fi făcute fine şi uşoare. In loc de a mări deci masa pendulului, cum

se face de obicei, se poate reduce masa sistemului de înregistrare realizînd în acest fel, deosebit de practic şi economic, cerinţa ca această masă să fie 1/6 000 din aceea a pendulului, condiţie pe care o îndeplineau numai pendulii uriaşi de 20—21 tone.

Amortizorul Demetrescu (fig. 2) are partea mobilă *P* formată din două calote cilindrice cu bazele lipite, din tablă de aluminiu de 0,5 mm, cu diametrul de 150 mm şi înălţimea de 50 mm fiecare. Corpul exterior fix *C* urmează în de aproape forma scobită a pistonului *P*, reducînd la 1 mm spaţiul liber interior de-a lungul generatoarelor şi la 4 mm de-a lungul bazelor calotelor. Legătura dintre aceste din urmă două spaţii se face prin tuburi de cauciuc *T* iar reglarea printr-un ventil *V*. Dezavantajul acestui amortizor constă în faptul că nu permite să privim în interior, în timpul reglării.

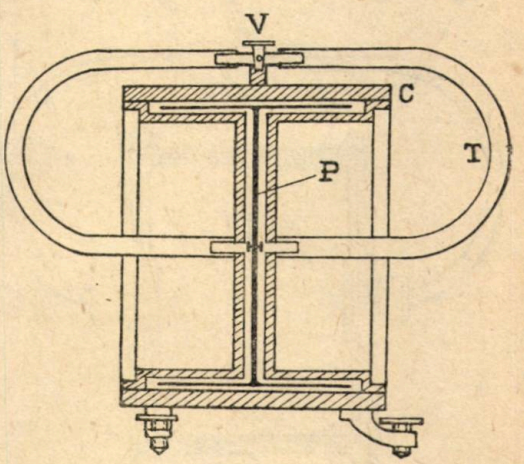


Fig. 2

Pentru seismografele Staţiei Timişoara am fost îndemnat să încerc a realiza un nou tip de amortizor cu aer, întrunind calităţile amortizoarelor Wiechert şi Demetrescu.

Cele două amortizoare, construite pentru componenta nord-sud şi est-vest a seismografului, le-am supus timp îndelungat unui studiu experimental, singurul care ne poate arăta în ce măsură îndeplinesc ele cerinţele teoretice. Credem că nu este lipsit de interes să arătăm procedeul urmat şi rezultatele obţinute fiindcă un astfel de studiu la noi încă n-a parvenit şi n-a fost întreprins.

2. *Descrierea amortizorului.* Cum se vede din fig. 3, amortizorul nostru este compus dintr-un corp cilindric fix (*c*) în care se mişcă un piston cilindric gol (*p*), din tablă de aluminiu de 0,4 mm, închis la ambele capete.

Pistonul e format din două calote cilindrice egale, legate între ele printr-un inel interior, tot din aluminiu, cu grosimea de 0,6 şi lăţimea de 15 mm; inelul e fixat pînă la jumătate de una din calote şi susţine prin frecare pe cealalaltă calotă, ceea ce permite o uşoară desfacere, la nevoie. Cele două calote mai sînt legate între ele pe din lăuntru printr-o întăritură de aluminiu în formă de cruce, paralel şi perpendicular pe generatoare iar în afară prin cele două şuruburi ale legăturii cu tija.

Deşi construite din tablă subţire, rotunzimea pistoanelor e foarte bună. Diametrul exterior la toate calotele este 198,7 mm, cu o variaţie maximă de 0,4 mm, ceea ce înseamnă aproximativ 0,2 %. Lungimea pistonului este 143,7mm la amortizorul N-S şi 143,5 la amortizorul E-V, cu o abatere maximă tot de 0,2 %.

Corpul cilindric are diametrul interior de 201,3 mm la amortizorul N-S şi 201,0 mm la E-V, cu o abatere maximă de 0,1 %. Generatoarele interioare ale corpului cilindric au lungimea de 150 mm şi 149,7 mm.

Spaţiul liber dintre piston şi corp este deci de 1,3 mm respectiv 1,2 mm de-a lungul generatoarei şi de 3,2 mm respectiv 3,1 mm la capetele pistonului.

Partea mobilă (*p*) este legată direct de pendul printr-o tijă conică de alamă. Legătura cu tija are formă de I şi poate fi fixată de aceasta cu ajutorul a două şuruburi, uşor de mînuit, prin care se desface şi se încopciază amortizarea.

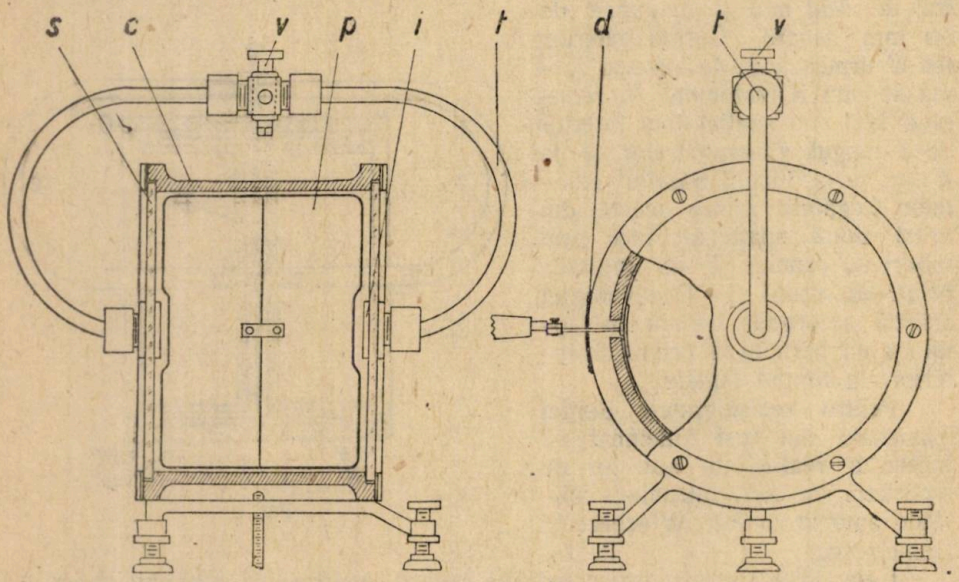


Fig. 3

Intrarea legăturii în corpul cilindric se face printr-o deschizătură dreptunghiulară de 7/40 mm, paralelă cu generatoarele. Un capac dreptunghiular (*d*), exterior, reduce această deschizătură la 5/30 mm, strict necesară.

Inchiderea corpului cilindric al amortizorului, la cele două capete, este realizată prin discuri de sticlă (*s*), ca la amortizorul Wiechert, ceea ce permite să se vadă spaţiul liber dintre piston şi corp, cînd este luminat din partea opusă.

Trecerea aerului, împins de piston, dintr-o parte în alta este asigurată de tuburi de alamă (*t*) cu diametrul de 12 mm, fixate prin inele de strîngere (*i*) de discurile de sticlă, găurite în centru.

Reglarea poziţiei amortizorului se face cu ajutorul a trei şuruburi, fixate de corpul cilindric iar reglarea frînării cu un ventil (v), aşezat la mijlocul tubului de legătură; capul ventilului poartă diviziuni de la 0,0 cînd este complet deschis la 3,0 cînd este complet închis.

3. Studiul amortizorului cuprinde mai multe probleme care urmăresc să pună în evidenţă calităţile enumerate la început.

a) *Efectul legării amortizorului direct de pendul.* Este evident că adăugarea unei greutăţi suplimentare la masa pendulului va atrage după sine o modificare a perioadei sale de oscilaţie. In cazul nostru însă, pistonul făcînd corp comun cu pendulul, această modificare este constantă. Mai mult, ea are o

valoare sensibilă numai în cazul pendulilor uşori; cînd masa trece de 300—400 kg, este neglijabilă.

In adevăr, să presupunem cazul cel mai nefavorabil că întreaga masă m a pistonului şi a tijei ar fi concentrate într-un singur punct, la distanţa D de axa de suspensie şi să mai admitem că pendulul e vertical şi că are lungimea L şi masa M.

Adăugarea masei m va da o nouă lungime L' pentru pendulul echivalent, a cărei expresie, uşor de găsit este [2, p. 386].

$$L' = L\frac{M+mk^2}{M+mk}, \quad \text{unde} \quad k = \frac{D}{L}.$$

Creşterea relativă a perioadei va fi deci

$$\frac{L'-L}{L} = \frac{dL}{L} = \frac{mk(k-1)}{M+mk} = \frac{k-1}{\frac{M}{mk}+1}$$

relaţie, care ne permite să stabilim o limită superioară a acestei variaţii.

Astfel, în cazul seismografelor noastre, pendulii fiind de 540 kg, iar pistonul şi tija la un loc sub 1 kg (0,700 kg), avem

$$\frac{M}{m} > 540.$$

Luînd şi pentru k o limită superioară, de exempl. 4, obţinem

$$\frac{dL}{L} < \frac{3}{\frac{540}{4}+1} = 0{,}022.$$

Perioada de oscilaţie a pendulului fiind $T = 2\pi\sqrt{\frac{L}{g}}$ creşterea ei relativă va avea valoarea

$$\frac{dT}{T} = \frac{dL}{2L} < 1\%,$$

adică de ordinul erorilor de observaţie.

In această evaluare am presupus că e vorba de un pendul vertical. Acelaşi lucru se poate spune şi despre un pendul orizontal, adică un pendul a cărui axă de oscilare face cu verticala un unghi mic, cum sînt pendulii seismici. In adevăr, totul revine la o modificare a direcţiei gravităţii, cînd trecem de la un gen de pendul la celălalt, ceea ce nu schimbă valoarea raportului k.

b) *Variaţia amortizării cu amplitudinea.* Dacă numim cu a_i şi a_{i+1} două abateri maxime consecutive, măsurate prin arcele descrise de acul seismografului de o parte şi alta a poziţiei sale de echilibru şi cu r frecarea (în angrenaje şi pe hîrtia afumată), amortizarea e dată de raportul

$$v_i = \frac{a_i - r}{a_{i+1} + r}.$$

Acest raport nu este o mărime constantă fiindcă frecarea variază cu iuţeala. De aceea în practică se ia media v a mai multor determinări, făcute

cu amplitudini a_i de diferite mărimi, ce se obţin scoţînd pendulul din poziţia sa de echilibru şi apoi lăsîndu-l liber să revină la poziţia iniţială.

Astfel de determinări se fac în mod curent, deobicei lunar, în toate staţiile seismografice.

Alegem dintre aceste determinări de exemplu pe cele din lunile iulie 1951, 1952 şi 1953, în care agitaţiile microseismice, care turbură determinările, sînt minime. Rezultatele sînt cuprinse în

Tabela 1

Pend. scos spre	Componenta N—S			Pend. scos spre	Componeuta E—V		
	a_i	v_i	v		a_i	v_i	v
				iulie, 1951			
N	115,7	5,39		E	111,5	5,15	
	80,8	5,11			96,6	4,87	
	80,1	5,14			87,1	4,94	
	56,7	4,80	5,11		59,8	4,96	4,98
S	99,8	5,23		V	115,6	4,85	
	79,4	5,09			99,1	4,69	
	71,0	5,02			73,9	4,71	
	50,1	4,91	5,06		50,5	4,60	4,71
			5,08				4,85
				iulie, 1952			
N	109,3	5,00		E	110,2	5,11	
	94,5	4,95			88,6	4,84	
	83,4	4,80			73,1	4,41	
	67,5	4,71	4,87		65,0	4,66	4,73
S	114,3	5,14		V	101,9	4,94	
	93,5	5,00			85,0	4,95	
	82,6	4,91			84,3	4,72	
	61,2	4,80	4,96		62,2	4,53	4,79
			4,92				4,76
				iulie, 1953			
N	153,3	6,02		E	138,2	5,74	
	118,5	5,67			127,0	5,88	
	105,0	5,64			98,7	5,39	
	60,0	5,21	5,63		61,4	5,07	5,52
S	129,9	5,88		V	159,0	5,72	
	112,5	5,74			120,7	5,34	
	106,7	5,56			102,0	5,01	
	53,2	5,11	5,57		59,0	4,67	5,18
			5,60				5,30

Din această tabelă se vede că variaţiile raportului v_i sînt mici şi au un caracter sistematic pronunţat: v_i descreşte în acelaşi timp cu amplitudinea a_i, deci cu viteza mişcării. Graficele din fig. 4 ne arată că e vorba de o variaţie proporţională.

Se mai observă şi o remarcabilă concordanţă între amortizările ambelor sensuri N—S şi E—V, calitate, evident, deosebit de importantă.

c) *Limitele de amortizare*, adică valorile între care poate fi făcut să varieze v, prin închiderea şi deschiderea completă a regulatorului, depind de mărimea spaţiilor libere dintre pistonul şi corpul amortizorului şi de perioada de oscilaţie a pendulului. Spaţiile de la capetele corpului cilindric fix nu pot fi micşorate prea mult spre a se evita o comprimare prea intensă a aerului şi deci formarea unor acţiuni greu de controlat; este preferabil să se reducă spaţiile de-a lungul generatoarelor. Reduceri mici şi permanente se pot realiza uşor de exemplu prin vopsirea repetată a părţii interioare a corpului cilindric (*c*). Reduceri mai importante se pot realiza lipind cu lac carton sau hîrtie care, dacă este de foarte bună calitate, are grosimea uniformă.

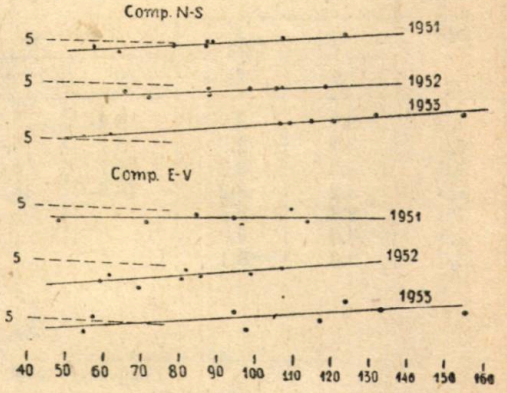


Fig. 4

Procedînd astfel am realizat trei spaţii diferite S, între piston şi corpul cilindric şi am studiat variaţia amortizării pentru diferite perioade de oscilaţie T a pendulilor. Tabela următoare conţine rezultatele obţinute

Tabela 2

T / S mm	5^s	6^s	8^s	10^s	12^s
1,14	1,4—1,6	1,8—2,7	2,9— 5,3	3,2— 5,9	4,1— 7,0
0,94	1,7—2,6	2,1—3,5	3,6—10,1	4,7—13,0	5,5—23,3
0,64	1,9—2,8	2,5—6,1	5,4—20,1	19,3—26,4	

Se vede de aci că amortizorul nu dă o frînare suficientă nici limite suficient de distanţate, pentru spaţiile realizate, dacă perioada pendulului este mică. In schimb pentru perioadele mijlocii şi mari limitele sînt suficient de depărtate chiar şi pentru un spaţiu liber mare şi intervalul dintre ele creşte mult, cînd spaţiul este micşorat.

Mai constatăm că pentru perioada de 8—10 secunde şi raportul de amortizare $v=5$, care ne-a interesat pe noi, dimensiunea cea mai potrivită pentru spaţiul liber este de aproximativ 1 mm.

d) *Efectul închiderii ventilului* asupra frînării a fost cercetat pentru perioadele de 8^s şi 10^s şi spaţiile dintre piston şi corpul cilindric indicate mai sus şi este redat în tabela 3.

e) *Menţinerea amortizării*. Pentru a vedea dacă amortizorul păstrează timp îndelungat o frînare dată, la fiecare evaluare lunară a constantelor instrumentale s-a determinat, înainte de toate, raportul de amortizare v, fără a se atinge amortizorul, spre a-l putea compara cu precedentul, stabilit înainte cu o lună. In tabela 4 sînt redate, pentru ambele componente ale seismografului,

aceste rapoarte de amortizare, pentru o perioadă de aproape doi ani şi jumătate.

Tabela 3

Poz. vent.	Parioada 8[8]				Perioa 10[8]			
	S=1,14 mm		S=0,64 mm		S=0,94 mm		S=0,64 mm	
	v_N	v_S	v_V	v_E	v_N	v_S	v_V	v_E
0,0	2,9	2,9	5,4	5,5	4,7	4,7	19,4	19,2
0,5	2,9	2,9	5,7	5,8	4,9	5,0	20,5	20,2
1,0	3,0	3,2	6,7	6,6	5,0	5,3	26,5	26,4
1,5	3,2	3,2	10,6	10,5	5,9	5,8		
2,0	3,8	3,7			7,3	7,4		
2,5	4,6	4,6			10,9	10,6		
3,0	5,4	5,1			13,0	13,0		

Tabela 4

Luna	Componenta N—S		Componenta E—V	
	v iniţial	v final	v iniţial	v final
1951				
VI—VII	5,0	5,0	5,5	5,7
VII—VIII	5,1	5,1	4,9	4,7
VIII—IX	6,2	6,6	5,0	5,6
IX—X	4,7	5,1	5,3	4,3
X—XI	5,2	5,1	4,7	4,5
XI—XII	4,9	4,9	4,9	4,8
XII 1951—I 1952	4,9	4,9	4,7	4,8
I—IV	5,1	4,7	5,0	4,5
IV—V	4,9	4,6	5,0	4,4
V—VI	4,8	5,3	4,7	4,9
VI—VII	5,4	5,5	5,1	4,8
VII—VIII	4,9	4,9	4,8	4,8
VIII—IX	5,2	5,0	5,0	5,0
IX—X	5,0	5,0	4,9	4,6
X—XI	4,8	4,5	4,7	4,6
XI—XII	4,8	4,6	4,6	4,6
XII 1952—I 1953	4,9	4,8	5,2	5,0
I—III	5,1	4,7	4,5	4,9
III—IV	5 1	4,7	4,8	4,5
IV—V	5,3	5,1	4,7	4,8
VI—VII	4,8	5,9	5,1	5,3
VII—VIII	5,6	5,8	5,3	5,4
VIII—IX	5,3	5,4	5,3	5,4
IX—X	5,4	5,4	5,5	5,1

Cu excepţia lunilor IX—X 1951 şi VI—VII 1953, cînd amortizarea a variat cu aproximativ o unitate, în toate celelalte cazuri se observă o remarcabilă menţinere a amortizării chiar şi pentru intervale de mai multe luni, cum au fost: I—IV 1952 şi I—III 1953.

Controlul zilnic, făcut în diferite luni, a dat rezultate tot atît de satisfăcătoare.

Concluzii

Din acest studiu rezultă că noul amortizor cu aer întruneşte calităţile amortizoarelor Wiechert şi Demetrescu, apropiindu-se în bună măsură de acelea ale amortizoarelor magnetice. In adevăr asigură o frînare proporţională cu amplitudinea, deci cu viteza mişcării, păstrează frînarea constantă timp îndelungat, dă amortizări puternice şi variabile pe scară mare, dacă se reduce suficient spaţiul liber dintre partea mobilă şi fixă a amortizorului, de-a lungul generatoarelor, ceea ce se poate face fără inconvenient, fiindcă reglarea e uşurată de faptul că putem privi în acest spaţiu prin discurile laterale de sticlă. Reglarea frînării, pentru o perioadă dată a pendulului, poate fi modificată de asemenea între limite largi cu ajutorul ventilului regulator.

Legarea părţii mobile a amortizorului în mod invariabil cu pendulul aduce avantaje mari iar modificările produse astfel în mişcarea pendulului sînt neglijabil de mici.

BIBLIOGRAFIE

1. Demetrescu G. „Le séismographe horizontal de 540 kgrs. de l'Observatoire de Bucarest" — Observatoire de Bucarest. Station Séismique. Notes de séismologie Nr.2.
2. *Handbuch der Geophysik*, Bd. IV Berlin, Geb. Bornträger, 1930.
3. Gutenberg B, „Lehrbuch der Geophysik"
4. Curea I., Die Horizontalseismometer der neuen Erdbebenwarte in Timişoara" — Bulletin Scientifique de l'École Polytechnique de Timişoara, Bd, 11, H. 3—4

UN TYPE NOUVEAU D'AMORTISSEUR SÉISMOGRAPHIQUE À AIR.

RÉSUMÉ

Le travail est une étude expérimentale d'un type nouveau d'amortisseur à air, réalisé par l'auteur pour la Station de Timişoara. Lié invariablement avec le pendule séismographique, l'amortisseur est semblable à la fois à l'amortisseur Wiechert et à celui construit par l'Acad. G. Demetrescu pour l'Observatorie de Bucarest et il réunit les qualités de tous les deux.

On montre: a) les avantages que présente un amortisseur dont la partie est rendue solidaire à la masse pendulaire et que son effet sur le mouvement du pendule est négligeable.

On étudie ensuite: b) la variation de l'amortissement avec l'amplitude, c) les limites d'amortissement pour quelques périodes et espacements entre la partie mobile et fixe, d) l'effet du régulateur et enfin e) la conservation de l'amortissement.

НОВЫЙ ВОЗДУШНЫЙ АМОРТИЗАТОР ДЛЯ СЕЙСМОГРАФА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа представляет собою экспериментальное исследование воздушного амортизатора нового типа для тимишорской станции.

Связанный неподвижно с маятником он имеет сходство с амортизатором Викерта, а также с амортизатором проф. Т. Деметреску изготовленным для бухаресткой обсерватории, и соединяет в себе качество обоих.

Указываются: а) преимущества, которые дает глухое соединение подвижной части амортизатора с мятниковым столом и подчеркивается ничтожность влияния этого соединения на движение маятника.

б) изменение амортизации в связи с амплитудой,

в) пределы амортизации для нескольких периодов и пространства, которые отделяют подвижную часть от неподвижной.

г) изменения для разных положений регулирующего вентиля и наконец

д) сохранение амортизации.

DETERMINAREA DERIVATEI COVARIANTE A PSEUDOTENSORILOR

DE

OCTAVIAN EM. GHEORGHIU

In geometria modernă s-au introdus mărimi geometrice diferite care se transformă după legi invariante ca formă, cînd în spaţiul în care sînt cosiderate aceste mărimi se face o schimbare de sistem de referinţă (de coordonate). Aceste mărimi au căpătat numele de scalari, vectori co şi contravarianţi, tensori covarianţi, tensori contravarianţi, tensori micşti, de tipuri şi ordine diferite, de asemenea densităţi scalare, vectoriale şi tensoriale şi mai general pseudoscalari, pseudo vectori şi pseudotensori. Aceste mărimi se folosesc atît în geometrie cît şi în teoria relativităţii, teoria spinorilor şi în teoriile moderne ale fizicii teoretice.

Să considerăm în spaţiul X_n — cu n dimensiuni — un sistem de coordonate $x^1, x^2, \ldots, x^n$. In acest sistem de coordonate ne dăm n^{s+t} mărimi geometrice $H^{i_1 \ldots i_s}_{j_1 \ldots j_t}(x^1, x^2, \ldots, x^n)$ care determină un cîmp de pseudotensori de clasa ω. Altfel spus există o funcţie $\tau = \tau(x^1, \ldots, x^n)$ astfel că atunci cînd schimbăm sistemul de coordonate $(x^i) \to (\bar{x}^\alpha)$ prin

$$\bar{x}^\alpha = \bar{x}^\alpha(x^1, \ldots, x^n), \qquad (\alpha = 1, 2, \ldots, n) \tag{1}$$

cu iacobianul diferit de zero

$$\Delta = \left| \frac{\partial \bar{x}^\alpha}{\partial x^i} \right| \neq 0. \tag{2}$$

Cele n^{s+t} componente $H^{i_1 \ldots i_s}_{j_1 \ldots j_t}(x^1, \ldots, x^n)$ se transformă în alte mărimi $\bar{H}^{\alpha_1 \ldots \alpha_s}_{\beta_1 \ldots \beta_t}(\bar{x}^1, \ldots, \bar{x}^n)$ care sînt legate de componentele iniţiale prin legea de transformare

$$\bar{H}^{\alpha_1 \ldots \alpha_s}_{\beta_1 \ldots \beta_t}(\bar{x}^\sigma) = \tau^\omega \cdot H^{i_1 \ldots i_s}_{j_1 \ldots j_t}(x^i) \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial \bar{x}^{i_1}} \ldots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial \bar{x}^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \ldots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}}. \tag{3}$$

Cînd în particular $\tau = \Delta$, atunci se obţine un tensor relativ sau o densitate tensorială de greutate ω.

Derivata covariantă a pseudotensorului $H^{i_1 \ldots i_s}_{j_1 \ldots j_t}$ se poate face după metoda clasică [1] introducînd obiectele geometrice $\Gamma^i_{jk}(x^l)$ şi $\Gamma_k(x^l)$ sub forma

$$\nabla_k H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} = \frac{\partial}{\partial x^k} H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} + \sum_{\varrho=1}^{s} \Gamma^{i_\varrho}_{rk} H^{i_1 \dots i_{\varrho-1} r i_{\varrho+1} \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} -$$

$$- \sum_{\varrho=1}^{t} \Gamma^{r}_{j_\varrho k} \cdot H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_{\varrho-1} r j_{\varrho+1} \dots j_t} - \omega \Gamma_k H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}. \tag{4}$$

Noi vom da în locul formei (4) a derivatei covariante o altă formă care necesită introducerea unui singur obiect geometric $\Lambda^{i_1 \dots i_s q_1 \dots q_t}_{p_1 \dots p_s j \dots j_t k}$ cu $n^{2s+2t+1}$ componente.

Studiind forma derivatei covariante vedem că ea este formată din derivata parţială a funcţiilor $H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}$ plus o sumă de termeni care toţi conţin funcţiile $H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}$ sub formă liniară şi omogenă. Atunci ne propunem să găsim direct derivata covariantă a pseudotensorului $H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}$ ca fiind de forma

$$\nabla_k H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} = \frac{\partial}{\partial x^k} H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} + \Lambda^{i_1 \dots i_s q_1 \dots q_t}_{p_1 \dots p_s j_1 \dots j_t k} H^{p_1 \dots p_s}_{q_1 \dots q_t} \tag{5}$$

această derivată definind în X_n un pseudotensor cu un indice covariant în plus faţă de $H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}$ dar de aceeaşi clasă ω.

Prin urmare

$$\nabla_\lambda \bar{H}^{\alpha_1 \dots \alpha_s}_{\beta_1 \dots \beta_t} = \tau^\omega \cdot \nabla_k H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} \cdot \frac{\partial x^k}{\partial \bar{x}^\lambda}. \tag{6}$$

Vom înlocui derivata covariantă prin expresia (5), pseudotensorul $H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}$ după (3) şi ţinînd seama de (1) şi de regulele de derivare ale calculului diferenţial ordinar, găsim

$$\omega \cdot \tau^\omega \cdot \frac{\partial \ln \tau}{\partial \bar{x}^\lambda} \cdot H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} +$$

$$+ \tau^\omega \cdot \frac{\partial H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t}}{\partial x^k} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} \cdot \frac{\partial x^k}{\partial \bar{x}^\lambda} +$$

$$+ \sum_{\varrho=1}^{s} \tau^\omega \cdot H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_{\varrho-1}}}{\partial x^{i_{\varrho-1}}} \cdot \frac{\partial^2 \bar{x}^{\alpha_\varrho}}{\partial x^{i_\varrho} \partial x^k} \cdot \frac{\partial x^k}{\partial \bar{x}^\lambda} \dots \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} +$$

$$+ \sum_{\varrho=1}^{t} \tau^\omega \cdot H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{j_{\varrho-1}}}{\partial x^{\beta_{\varrho-1}}} \cdot \frac{\partial^2 x^{j_\varrho}}{\partial \bar{x}^{\beta_\varrho} \partial \bar{x}^\lambda} \cdot \frac{\partial x^{j_{\varrho+1}}}{\partial \bar{x}^{\beta_{\varrho+1}}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} +$$

$$+ \tau^\omega \Lambda^{\alpha_1 \dots \alpha_s \gamma_1 \dots \gamma_t}_{\varepsilon_1 \dots \varepsilon_s \beta_1 \dots \beta_t} \cdot H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} \frac{\partial \bar{x}^{\varepsilon_1}}{\partial x^{i_s}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\varepsilon_s}}{\partial x^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\gamma_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\gamma_t}} =$$

$$= \tau^\omega \cdot \left[\frac{\partial}{\partial x^k} H^{i_1 \dots i_s}_{j_1 \dots j_t} + \Lambda^{i_1 \dots i_s q_1 \dots q_t}_{p_1 \dots p_s j_1 \dots j_t k} H^{p_1 \dots p_s}_{q_1 \dots q_t} \right] \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} \cdot \frac{\partial x^k}{\partial \bar{x}^\lambda}. \tag{7}$$

După ce simplificăm cu τ^{ω}, reducem termenii asemenea şi aplicăm principiul de a recunoaşte dacă un sistem de funcţii determină sau nu componentele unei mărimi geometrice, obţinem legea de transformare a componentelor obiectului geometrric $\Lambda^{i_1 \dots i_s\, q_1 \dots q_t}_{p_1 \dots p_s\, j_1 \dots j_t\, k}$:

$$\Lambda^{i_1 \dots i_s\, q_1 \dots q_t}_{p_1 \dots p_s\, j_1 \dots j_t\, k} \cdot \frac{\partial x^{\alpha_1}}{\partial x^{i_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{i_s}} \cdot \frac{\partial x^{j_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{j_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} = \omega \frac{\partial \ln \tau}{\partial x^k} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{p_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{p_s}} \times$$

$$\times \frac{\partial x^{q_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{q_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} + \sum_{\varrho=1}^{s} \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{p_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_{\varrho}-1}}{\partial x^{p_{\varrho}-1}} \cdot \frac{\partial^2 \bar{x}^{\alpha_{\varrho}}}{\partial x^{p_{\varrho}} \partial x^k} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_{\varrho}+1}}{\partial x^{p_{\varrho}+1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{p_s}} \cdot \frac{\partial x^{q_1}}{\partial x_{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{q_t}}{\partial \bar{x}^{\beta_t}} +$$

$$+ \sum_{\varrho=1}^{t} \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_1}}{\partial x^{p_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\alpha_s}}{\partial x^{p_s}} \cdot \frac{\partial x^{q_1}}{\partial \bar{x}^{\beta_1}} \dots \frac{\partial x^{q_{\varrho}-1}}{\partial \bar{x}^{\beta_{\varrho}-1}} \cdot \frac{\partial^2 x^{q_{\varrho}}}{\partial \bar{x}^{\beta_{\varrho}} \partial \bar{x}^{\lambda}} \cdot \frac{\partial x^{q_{\varrho}+1}}{\partial \bar{x}^{\beta_{\varrho}+1}} \dots \frac{\partial x^{q_t}}{\partial \bar{x}^{\beta t}} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\lambda}}{\partial x^k} +$$

$$+ \bar{\Lambda}^{\alpha_1 \dots \alpha_s\, \gamma_1 \dots \gamma_t}_{\varepsilon_1 \dots \varepsilon_s\, \beta_1 \dots \beta_t\, \lambda} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\varepsilon_1}}{\partial x^{p_1}} \dots \frac{\partial \bar{x}^{\varepsilon_1}}{\partial x^{\gamma_s}} \cdot \frac{\partial x^{q_1}}{\partial \bar{x}^{\gamma_1}} \dots \frac{\partial x^{q_t}}{\partial \bar{x}^{\gamma_t}} \cdot \frac{\partial \bar{x}^{\lambda}}{\partial x^k} . \qquad (8)$$

Acest obiect geometric special de clasa II se poate exprima ca un comitant format cu obiectele geometrice Γ^i_{jk}, Γ_k ce intervin în (4) şi cu afinorii lui Kronnecker generalizaţi. Asemenea obiecte geometrice există.

Avem atunci următoarea

Teoremă. *Condiţia necesară şi suficientă ca* (5) *să fie derivata covariantă a pseudotensorului* (3) *este ca să existe un obiect geometric de tipul* (8).

BIBLIOGRAFIE

1. J. Schouten-Struick : Einführung in die neueren Mothoden der Diferenţial-geometrie Band I, 1935, Groningen-Batavia, pag. 77.

LA DÉTERMINATION DE LA COVARIANTE DES PSEUDOSENSEURS

(RÉSUMÉ)

L'auteur définit pour les pseudotenseurs (3) la dérivée covariante directement sous la forme (5).

Cette dérivée covariante introduit l'objet géométrique spécial de 2e classe (8).

La dérivée (5) nécessite l'emploi d'un seul objet géométrique $\Lambda^{i_1 \dots i_s\, q_1 \dots q_t}_{p_1 \dots p_s\, j_1 \dots j_t\, k}$ tandis que dans la forme (4) on a besoin de deux objets géométriques Γ^i_{jk} et Γ_k.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОВАРИАНТНОЙ ПРОИЗВОДНОЙ ЛЖЕТЕНЗОРОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор определяет ковариантную производную для лжетензоров (3), непосредственно формой (5).

Эта ковариантная производная вводит специальный геометрический объект второго класса, данный соотношением (8).

Ковариантная производная (5) требует использования единственного геометрического объекта $\Lambda^{i1\dots i_s q1\dots q_t}_{p1\dots p_s j_1\dots j_t k}$ в то время как в форме (4) нуждаемся в двух геометрических объектах Γ^i_{jk} и Γ_k.

ASUPRA UNOR CONGRUENȚE DE DREPTE (II)

DE

MARIA BICA

1. In 1945 tov. Prof. Gh. Th. Gheorghiu şi-a propus să studieze următoarea problemă [3], [4]: Fiind dată o suprafaţă (x) descrisă de punctul x să se găsească pe cuadrica lui Darboux de indice c un punct x' care să descrie o suprafaţă (x') astfel ca:

a) suprafaţa (x') şi cu suprafaţa (x) să se transforme asimptotic una în alta:

b) cuadrica lui Darboux de indice c a suprafeţei (x') în x' să treacă prin x.

Exprimarea lui x' în funcţie de x este

$$x'=\left[lm+\frac{1}{2}(c\beta\gamma-\beta\gamma-\theta_{uv})\right]x+lx_u+mx_v+x_{uv}. \tag{1}$$

Această problemă conduce la introducerea de perechi de suprafeţe particulare. O asemenea pereche o formează suprafeţele care pe lîngă proprietăţile de mai sus se mai bucură de proprietatea că tangentele asimptotice xx_u şi xx_v să întîlnească tangentele asimptotice $x'x'_v$ şi $x'x'_u$. Aceste suprafeţe sînt caracterizate prin condiţia $C=D=0$ de unde rezultă $A=B$, A, B, C şi D fiind nişte funcţii de u şi v pe care se bazează tot studiul acestor transformări asimptotice.

Într-o notă anterioară [5] mi-am pus problema să studiez congruenţa definită de dreapta xx' în cazul particular menţionat mai sus.

Îmi propun acum să stabilesc cîteva proprietăţi ale congruenţei (yy') definită de dreapta de intersecţie a planelor tangente în x şi x' la suprafeţele (x) şi (x'). Am considerat congruenţa ca fiind definită de cele două puncte în care tangentele $x'x'_u$ şi $x'x'_v$ taie planul tangent în x la (x), şi anume [3] [1]

$$\begin{aligned} y&=[(r+m)D+(s+1)B]x+Dx_u+Bx_v\\ y'&=[(r+m)A+(s+1)C]x+Ax_u+Cx_v \end{aligned} \tag{2}$$

unde s-a notat [3] [2]

$$\left.\begin{aligned} A&=l_v-l^2-l\theta_v+\gamma m+\gamma_u+\gamma\theta_u+q,\\ B&=m_u-m^2-m\theta_u+\beta l+\beta_v+\beta\theta^v+p,\\ C&=m_v+\frac{1}{2}(c\beta\gamma+\theta_{uv}+\beta\gamma)\\ D&=l_u+\frac{1}{2}(c\beta\gamma+\theta_{uv}+\beta\gamma) \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

iar r şi s sînt nişte funcţii de u şi v.

[1]) p. 145

[2]) p. 137, 139.

2. Prima problemă pe care mi-am propus-o a fost găsirea punctelor focale ale acestei congruenţe. Un punct oarecare al dreptei (y, y') fiind

$$\bar{x}=y+\rho y'=[(r+m)(D+\rho A)+(s+l)(B+\rho C)]x+(D+\rho A)x_u+(B+\rho C)x_v, \quad (4)$$

punctele focale vor fi date de rădăcinile ecuaţiei în ρ:

$$(y, y', y_u+\rho y'_u, y_v+\rho y'_v)=0.$$

Ţinînd cont de ecuaţiile fundamentale ale suprafeţei (x) [1] [1]

$$\left.\begin{aligned} x_{uu}&=px+\theta_u x_u+\beta x_v \\ x_{vv}&=qx+\gamma x_u+\theta_v x_v \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

găsim

$$\left.\begin{aligned}
y_u&=(r_u+m_u)D+(s_u+l_u)B+(r+m)D_u+(s+l)B_u+Dp]x+[(r+m)D+\\
&+(s+l)B+D_u+D\theta_u]x_u+(D\beta+B_u)x_v+Bx_{uv}=\alpha_1 x+\beta_1 x_u+\gamma_1 x_v+Bx_{uv}.\\
y'_u&=[(r_u+m_u)A+(s_u+l_u)C+(r+m)A_u+(s+l)C_u+Ap]x+[(r_u+m)A+\\
&+(s+l)C+A_u+A\theta_u]x_u+(A\beta+C_u)x_v+Cx_{uv}=\alpha_2 x+\beta_2 x_u+\gamma_2 x_v+Cx_{uv}.\\
y_v&=[(r_v+m_v)D+(s_v+l_v)B+(r+m)D_v+(s+l)B_v+Bq]x+(B\gamma+D_v)x_u+\\
&+[(r+m)D+(s+l)B+B_v+B\theta_v]x_v+Dx_{uv}=\alpha_3 x+\beta_3 x_u+\gamma_3 x_v+Dx_{uv}.\\
y'_v&=[(r_v+m_v)A+(s_v+l_v)C+(r+m)A_v+(s+l)C_v+Cq]x+(C\gamma+A_v)x_u+\\
&+[(r+m)A+(s+l)C+C_v+C\theta_v]x_v+Ax_{uv}=\alpha_4 x+\beta_4 x_u+\gamma_4 x_v+Ax_{uv}.
\end{aligned}\right\} \quad (6)$$

Ecuaţia în ρ devine, ştiind că $(x, x_u, x_v, x_{uv})\neq 0$.

$$\begin{vmatrix}
(r+m)D+(s+l)C & (r+m)A+(s+l)C & \alpha_1+\rho\alpha_2 & \alpha_3+\rho\alpha_4\\
D & A & \beta_1+\rho\beta_2 & \beta_3+\rho\beta_4\\
B & C & \gamma_1+\rho\gamma_2 & \gamma_3+\rho\gamma_4\\
0 & 0 & B+\rho C & D+\rho A
\end{vmatrix}=0.$$

Simplificînd cu $CD-AB$ care trebuie să fie diferit de zero, obţinem

$$\begin{aligned}
&(A^2\rho^2+2AD\rho+D^2)(r_u+m_u-r^2-m^2-2rm-r\theta_u-m\theta_u-\beta s-\beta l+p)-(C^2\rho^2+\\
&+2BC\rho+B^2)(s_v+l_v-s^2-l^2-2ls-s\theta_v-l\theta_v-\gamma r-\gamma m+q)+[AC\rho^2+(AB+\\
&+CD)\rho+BD](s_u+l_u-r_v-m_v)=0.
\end{aligned}$$

Ţinînd cont de formulele (3) precum şi de [3] [2]

$$\left.\begin{aligned}
&(r_u-r^2-2rm-r\theta_u-\beta s-2\beta l-\beta_v-\beta\theta_v)D+(s_u-rs-c\beta\gamma)B+2BD=0,\\
&(s_v-s^2-2ls-s\theta_u-\gamma r-2\gamma m-\gamma_u-\gamma\theta_u)C+(r_v-rs-c\beta\gamma)A+2AC=0,\\
&(r_u-r^2-2rm-r\theta_u-\beta s-2\beta l-\beta_v-\beta\theta_v)A+(s_u-rs-c\beta\gamma)C+\\
&+\frac{\Delta'}{\Delta(CD-AB)}+AB+CD=0\\
&(s_v-s^2-2ls-s\theta_v-\gamma r-2\gamma m-\gamma_u-\gamma\theta_u)B+(r_v-rs-c\beta\gamma)D+\\
&+\frac{\Delta'}{\Delta(CD-AB)}+AB+CD=0
\end{aligned}\right\} \quad (7)$$

p. 47.

unde $\Delta=(x, x_u, x_v, x_{uv})$ şi $\Delta'=(x', x'_u, x'_v, x'_{uv})$, ecuaţia care ne dă punctele focale devine

$$A\rho^2+(D-C)\rho-B=0. \tag{8}$$

Mi-am propus apoi să determin desfăşuratele congruenţei care sînt definite prin relaţia

$$d\bar{x}=\lambda y+\mu_1 y'$$

sau, în baza lui (4)

$$y_u du+y_v dv+\rho(y'_u du+y'_v dv)=\lambda y+\mu y'$$

unde $\mu=\mu_1-d\rho$. Cum x, x_u, x_v, x_{uv} nu sînt coplanare, trebuie să avem:

$$\left.\begin{aligned}
&\lambda[(r+m)D+(s+l)B]+\mu[(r+m)A+(s+l)C]=(\alpha_1+\rho\alpha_2)du+(\alpha_3+\rho\alpha_4)dv\\
&\lambda D+\mu A=(\beta_1+\rho\beta_2)du+(\beta_3+\rho\beta_4)dv\\
&\lambda B+\mu C=(\gamma_1+\rho\gamma_2)du+(\gamma_3+\rho\gamma_4)dv\\
&0=(B+\rho C)du+(D+\rho A)dv.
\end{aligned}\right\}$$

Eliminînd pe λ, μ, du şi dv între aceste patru ecuaţii găsim determinantul de mai sus. Ecuaţia desfăşuratelor congruenţei se va găsi deci eliminînd pe ρ între

$$\left.\begin{aligned}
&A\rho^2+(D-C)\rho-B=0\\
&(Cdu+Adv)\rho+Bdu+Ddv=0.
\end{aligned}\right\}$$

Avem în definitiv

$$Bdu^2+(D-C)dudv-Adv^2=0. \tag{9}$$

Această ecuaţie nu diferă decît prin semnul coeficientului lui $dudv$ de ecuaţia desfăşuratelor congruenţei (xx').

3. Avînd în vedere că ecuaţiile (8) şi (9) se simplifică foarte mult în cazul particular menţionat mai sus, anume cazul în care tangentele asimptotice de nume contrare se intersectează, vom continua studiul congruenţei (yy') numai în acest caz particular, cînd avem

$$C=D=0, \quad A=B.$$

Ecuaţia (9) devine

$$\rho^2-1=0$$

şi punctele focale sînt, după ce am simplificat cu A

$$\left.\begin{aligned}
\bar{x}_1&=(l-m+s-r)x-x_u+x_v\\
\bar{x}_2&=(l+m+s+r)x+x_u+x_v
\end{aligned}\right\} \tag{10}$$

In acest caz particular ecuaţia (9) se poate integra şi desfăşuratele congruenţei sînt date de

$$u\pm v=\text{const.} \tag{9'}$$

4. Căutăm acum forma F_2 a celor două suprafeţe focale.

Ţinînd cont de (5), de (9) şi de [3] [1]

[1]) p. 133

$$x_{uuv}=(\beta q+p_v)\,x+(\theta_{uv}+\beta\gamma)\,x_u+(\beta_v+\beta\theta_v+p)\,x_v+\theta_u x_{uv}\Big\}$$
$$x_{uvv}=(\gamma p+q_u)\,x+(\gamma_u+\gamma\theta_u+q)\,x_u+(\theta_{uv}+\beta\gamma)\,x_v+\theta_v x_{uv}\Big\}$$

găsim

$$\left.\begin{aligned}
\bar{x}_1 &= (l-m+s-r)\,x-x_u+x_v\\
\bar{x}_{1u} &= (l_u-m_u+s_u-r_u-p)\,x+(l-m+s-r-\theta_u)\,x_u-\beta x_v+x_{uv}\\
\bar{x}_{1v} &= (l_v-m_v+s_v-r_v+q)\,x+\gamma x_u+(l-m+s-r+\theta_v)\,x_v-x_{uv}\\
\bar{x}_{1uu} &= (l_{uu}-m_{uu}+s_{uu}-r_{uu}-p_u+p_v+pl-pm+ps-pr-p\theta_u+\beta q)\,x+\\
&\quad+(2l_u-2m_u+2s_u-2r_u-p-\theta_{uu}+\theta_{uv}+\beta\gamma+l\theta_u-m\theta_u+s\theta_u-r\theta_u-\\
&\quad-\theta_u^2)\,x_u+(\beta l-\beta m+\beta s-\beta r-\beta\theta_u-\beta_u+\beta_v+\beta\theta_v+p)\,x_v+(\theta_u-\beta)\,x_{uv}\\
\bar{x}_{1uv} &= (l_{uv}-m_{uv}+s_{uv}-r_{uv}-p_v+q_u-\beta q+\gamma p)\,x+(l_v-m_v+s_v-r_v-\\
&\quad-\theta_{uv}-\beta\gamma+\gamma_u+\gamma\theta_u+q)\,x_u+(l_u-m_u+s_u-r_u+\theta_{uv}+\beta\gamma-\beta_v-\\
&\quad-\beta\theta_v-p)\,x_v+(l-m+s-r-\theta_u+\theta_v)\,x_{uv}\\
\bar{x}_{1vv} &= (l_{vv}-m_{vv}+s_{vv}-r_{vv}+q_v-q_u+ql-qm+qs-qr+q\theta_v-\gamma p)\,x+\\
&\quad+(\gamma l-\gamma m+\gamma s-\gamma r+\gamma\theta_v+\gamma\theta_u+\gamma_v-\gamma_u-q)\,x_u+(2l_v-2m_v+2s_v-\\
&\quad-2r_v+q+\theta_{vv}-\theta_{uv}-\beta\gamma+l\theta_v-m\theta_v+s\theta_v-r\theta_v+\theta_v^2)\,x_v+(\gamma-\theta_v)\,x_{uv}.
\end{aligned}\right\}\quad(11)$$

Pentru $\bar{x}_2$ se găsesc formule analoage.

In calcul se introduce funcţia ω determinată de [3] [1]

$$l=\frac{1}{2}(\omega_v-\theta_v),\quad m=\frac{1}{2}(\omega_u-\theta_u)\qquad(12)$$

şi ultimnle două relaţii (7) devin

$$r_u-r^2-r\omega_u-\beta s-\beta\omega_v-\beta_v+A=s_v-s^2-s\omega_v-\gamma r-\gamma\omega_u-\gamma_u+A=\frac{C'}{A}\qquad(13)$$

In calculul formei F_2 a suprafeţei focale $(\bar{x}_1)$ folosim relaţia

$$(l-m+s-r)(l-m+s-r+\theta_v-\beta)-(l_v-m_u+s_v-r_u+q-p)=(\omega_u-\omega_v+$$
$$+2r-2s+\beta-\gamma)(m+r),$$

iar în cazul suprafeţei focale $(\bar{x}_2)$ folosim o relaţie analogă. Cu ajutorul acestor două relaţii, a relaţiilor (3), (12), (13), a expresiilor [1] [2]

$$\left.\begin{aligned}
L&=-\theta_{uu}+\frac{1}{2}\theta_u^2+\beta_v+\beta\theta_v-2p,\\
M&=-\theta_{vv}+\frac{1}{2}\theta_v^2+\gamma_u+\gamma\theta_u+2q,
\end{aligned}\right\}\qquad(14)$$

care, cu ajutorul funcţiei ω devin

$$\left.\begin{aligned}
L&=2A-\omega_{uu}+\frac{1}{2}\omega_u^2-\beta\omega_v-\beta_v,\\
M&=2A-\omega_{vv}+\frac{1}{2}\omega_v^2-\gamma\omega_u-\gamma_u,
\end{aligned}\right\}\qquad(14')$$

[1]) p. 146

[2]) p. 95. Valorile luate de noi pentru L şi M sînt egale şi de semn contrar cu cele date la loc. cit.

precum și a relațiilor

$$\left.\begin{aligned}
&\omega_{uv} = -(c+1)\,\beta\gamma,\\
&r_v = s_u = rs + c\beta\gamma,\\
&\beta_u = \gamma_v = crs + \beta\gamma,\\
&2A_u = \gamma\omega_{uu} + \gamma_u\omega_u + (c+1)\,\beta\gamma\omega_v - c\,(\beta\gamma)_v + \gamma\beta_v + \gamma_{uu},\\
&2A_v = \beta\omega_{vv} + (c+1)\,\beta\gamma\omega_u + \beta_v\omega_v - c\,(\beta\gamma)_u + \beta\gamma_u + \beta_{vv},
\end{aligned}\right\} \tag{15}$$

obținem

$$\left.\begin{aligned}
(\bar{x}_1, \bar{x}_{1u}, \bar{x}_{1v}, \bar{x}_{1uu}) &= -\frac{C'}{A}(\omega_u - \omega_v + 2r - 2s + \beta - \gamma)(r - s + \\
&\quad + \beta - \gamma)(x, x_u, x_v, x_{uv})\\
(\bar{x}_1, \bar{x}_{1u}, \bar{x}_{1v}, \bar{x}_{1uv}) &= -\frac{C'}{A}(\omega_u - \omega_v + 2r - 2s + \beta - \gamma)(\omega_u - \omega_v + \\
&\quad + r - s)(x, x_u, x_v, x_{uv})\\
(\bar{x}_1, \bar{x}_{1u}, \bar{x}_{1v}, \bar{x}_{1vv}) &= -\frac{C'}{A}(\omega_u - \omega_v + 2r - 2s + \beta - \gamma)(r - s + \\
&\quad + \beta - \gamma)(x, x_u, x_v, x_{uv})
\end{aligned}\right\} \tag{16}$$

și

$$\left.\begin{aligned}
(\bar{x}_2, \bar{x}_{2u}, \bar{x}_{2v}, \bar{x}_{2uu}) &= \frac{C'}{A}(\omega_u + \omega_v + 2r + 2s - \beta - \gamma)(r + s - \beta - \gamma)(x, x_u, x_v, x_{uv})\\
(\bar{x}_2, \bar{x}_{2u}, \bar{x}_{2v}, \bar{x}_{2uv}) &= -\frac{C'}{A}(\omega_u + \omega_v + 2r + 2s - \beta - \gamma)(\omega_u + \omega_v + r + s)(x, x_u, x_v, x_{uv})\\
(\bar{x}_2, \bar{x}_{2u}, \bar{x}_{2v}, \bar{x}_{2vv}) &= \frac{C'}{A}(\omega_u + \omega_v + 2r + 2s - \beta - \gamma)(r + s - \beta - \gamma)(x, x_u, x_v, x_{uv}).
\end{aligned}\right\} \tag{17}$$

Este interesant de observat că toți acești determinanți sînt egali cu determinanții corespunzători din cazul congruenței (xx') amplificați cu $-\frac{C'}{A^4}$, afară de al doilea care este egal cu determinantul corespunzător amplificat cu $+\frac{C'}{A^4}$.

Formele F_2 ale celor două suprafețe focale sînt respectiv

$$|\bar{F}_{21}| = \sqrt[4]{\frac{C'^2(x, x_u, x_v, x_{uv})^2(\omega_u - \omega_v + 2r - 2s + \beta - \gamma)}{A^2(\omega_u - \omega_v - \beta + \gamma)}}\,|(r - s + \beta - \gamma)(du^2 + dv^2) + 2(\omega_u - \omega_v + r - s)\,dudv|, \tag{18}$$

și

$$|F_{22}| = \sqrt[4]{\frac{C'^2(x, x_u, x_v, x_{uv})(\omega_u + \omega_v + 2r + 2s - \beta - \gamma)}{A^2(\omega_u + \omega_v + \beta + \gamma)}}\,|(r + s - \beta - \gamma)(du^2 + dv^2) - 2(\omega_u + \omega_v + r + s)\,dudv|. \tag{19}$$

4. Condiția ca congruența (yy') să fie o congruență W, adică asimptotele să se corespundă pe cele două suprafețe focale, este

$$(\omega_v + s)(\gamma - r) - (\omega_u + s)(\beta - s) = 0.$$

Această condiție este în particular satisfăcută dacă suprafețele (x) și (x') sînt aplicabile, căci atunci avem [3] [1])

$$s=\beta, \quad r=\gamma, \quad \beta_v=\gamma_u, \quad A=\text{const.} \tag{20}$$

In acest caz relațiile precedente devin

$$|\bar{F}_{21}|=2\sqrt{\frac{C'}{A}(x, x_u, x_v, x_{uv})}\,|\omega_u-\omega_v-\beta+\gamma)\,du\,dv| \tag{18'}$$

$$|\bar{F}_{22}|=2\sqrt{\frac{C'}{A}(x, x_u, x_v, x_{uv})}\,|\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma)\,du\,dv| \tag{19'}$$

Suprafețele focale $(\bar{x}_1)$ și $(\bar{x}_2)$ fiind, după cum se vede, raportate asimptotic, ne propunem să găsim sistemul fundamental de pe $(\bar{x}_1)$ și $(\bar{x}_2)$, sistem care permite studiul proiectiv al acestor suprafețe.

In acest scop, în sistemul fundamental

$$\left.\begin{aligned} \bar{x}_{1uu}&=\bar{p}_1\bar{x}_1+\bar{\theta}_{1u}\bar{x}_{1u}+\bar{\beta}_1\bar{x}_{1v}\\ \bar{x}_{1vv}&=\bar{q}_1\bar{x}_1+\bar{\gamma}_1\bar{x}_{1u}+\bar{\theta}_{1v}\bar{x}_{1v}\end{aligned}\right\} \tag{21}$$

exprimăm pe $\bar{x}_1, \bar{x}_{1u}, \bar{x}_{1v}, \bar{x}_{1uu}, \bar{x}_{1vv}$ în funcție de x și de derivatele lui cu ajutorul relațiilor (1'). Cum punctele x, x_u, x_v și x_{uv} nu sînt coplanare, $\bar{p}_1$, $\bar{\theta}_{1u}$, $\bar{\beta}_1$ și $\bar{q}_1$, $\bar{\gamma}_1$, $\bar{\theta}_{1v}$ sînt respectiv date de două sisteme de patru ecuații liniare, ale căror eliminanți sînt nuli, ei fiind egali cu coeficienții lui (x, x_u, x_v, x_{uv}) din dezvoltarea lui $(\bar{x}_1, \bar{x}_{1u}, \bar{x}_{1v}, \bar{x}_{1uu})$, respectiv $(x_1, \bar{x}_{1u}, \bar{x}_{1v}, \bar{x}_{1vv})$. Obținem pentru suprafața $(\bar{x}_1)$

$$\left.\begin{aligned} &\bar{p}_1=p+\beta_v-\beta_u+\frac{l-m-\gamma+\theta_v}{\omega_v-\omega_u+\beta-\gamma}(\omega_{uu}+\gamma_u); \quad \bar{q}_1=q+\gamma_u-\gamma_v+\\ &\qquad+\frac{l-m+\beta-\theta_u}{\omega_v-\omega_u+\beta-\gamma}(\omega_{vv}+\beta_v),\\ &\bar{\theta}_{1u}=\theta_u-\frac{\omega_{uu}+\gamma_u}{\omega_v-\omega_u+\beta-\gamma}; \quad \bar{\gamma}_1=\gamma+\frac{\omega_{vv}+\beta_v}{\omega_v-\omega_u+\beta-\gamma},\\ &\bar{\beta}_1=\beta-\frac{\omega_{uu}+\gamma_u}{\omega_v-\omega_u+\beta-\gamma}; \quad \bar{\theta}_{1v}=\theta_v+\frac{\omega_{vv}+\beta_v}{\omega_v-\omega_u+\beta-\gamma},\end{aligned}\right\} \tag{22}$$

iar pentru suprafața $(\bar{x}_2)$

$$\left.\begin{aligned} &\bar{p}_2=p+\beta_u+\beta_v+\frac{l+m+\gamma+\theta_v}{\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma}(\omega_{uu}+\gamma_u), \quad \bar{q}_2=q+\gamma_u+\gamma_v+\\ &\qquad+\frac{l+m+\beta+\theta_u}{\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma}(\omega_{vv}+\beta_v)\\ &\bar{\theta}_{2u}=\theta_u+\frac{\omega_{uu}+\gamma_u}{\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma} \quad \bar{\gamma}_2=\gamma-\frac{\omega_{vv}+\beta_v}{\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma}\\ &\bar{\beta}_2=\beta-\frac{\omega_{uu}+\gamma_u}{\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma} \quad \bar{\theta}_{2v}=\theta_v+\frac{\omega_{vv}+\beta_v}{\omega_u+\omega_v+\beta+\gamma}.\end{aligned}\right\} \tag{23}$$

[1]) p. 156.

Observînd că avem relațiile

$$\left.\begin{aligned} \bar{\beta}_1-\bar{\theta}_{1u}=\beta-\theta_u, \quad \bar{\beta}_2+\bar{\theta}_{2u}=\beta+\theta_2 \\ \bar{\gamma}_1-\bar{\theta}_{1v}=\gamma-\theta_v \quad \bar{\gamma}_2+\bar{\theta}_{2v}=\gamma+\theta_v \end{aligned}\right\}$$

și ținînd cont de (20) găsim

$$\bar{\beta}_{1v}=\bar{\gamma}_{1u}, \quad \bar{\beta}_{2v}=\bar{\gamma}_{2u}, \tag{24}$$

deci cele două suprafețe focale sînt suprafețe R, după cum erau în cazul suprafețelor aplicabile, și suprafețele focale ale congruenței (xx').

In baza relațiilor [3] [1])

$$\left.\begin{aligned} \beta=-\frac{1}{c+1}\frac{V'}{U+V}, \quad \gamma=-\frac{1}{c+1}\frac{U'}{U+V}, \\ \omega_u=\frac{1}{c+1}\frac{U'}{U+V}+U_1, \quad \omega_v=\frac{1}{c+1}\frac{V'}{U+V}+V_1. \\ U_1=C_1\frac{U}{U'}, \quad V_1=C_1\frac{V}{V'}, \end{aligned}\right\} \tag{25}$$

unde U și V sînt respectiv funcții numai de u și v, relațiile (22) și (23) se pot exprima în funcție de U, V, U_1, V_1. Cu ajutorul acestor expresii putem calcula valorile L și M date de formulele (14). Găsim

$$\left.\begin{aligned} \bar{L}_1=L+\frac{U_1''}{V_1-U_1}+\frac{3}{2}\left(\frac{U_1'}{V_1-U_1}\right)^2+U_1'+\frac{1}{c+1}\frac{U_1'U'-V_1'V'+U_1'V'}{(U+V)(V_1-U_1)}- \\ -\frac{2}{c+1}\left(\frac{U'+V'}{U+V}\right)_v, \\ \bar{M}_1=M+\frac{V_1''}{U_1-V_1}+\frac{3}{2}\left(\frac{V_1'}{U_1-V_1}\right)^2-V_1'+\frac{1}{c+1}\frac{V_1'V'-U_1'U'+V_1'U'}{(U+V)(U_1-V_1)}- \\ -\frac{2}{c+1}\left(\frac{U'+V'}{U+V}\right)_u, \end{aligned}\right\} \tag{26}$$

și

$$\left.\begin{aligned} \bar{L}_2=L-\frac{U_1''}{U_1+V_1}+\frac{3}{2}\left(\frac{U_1'}{U_1+V_1}\right)^2+U_1'-\frac{1}{c+1}\frac{U_1'U'+V_1'V'-U_1'V'}{(U+V)(U_1+V_1)}- \\ -\frac{2}{c+1}\left(\frac{U'+V'}{U+V}\right)_v, \\ \bar{M}_2=M-\frac{V_1''}{U_1+V_1}+\frac{3}{2}\left(\frac{V_1'}{U_1+V_1}\right)^2+V_1'-\frac{1}{c+1}\frac{U_1'U'+V_1'V'-U'V_1'}{(U+V)(U_1+V_1)}- \\ -\frac{2}{c+1}\left(\frac{U'+V'}{U+V}\right)_u. \end{aligned}\right\} \tag{27}$$

5. Ne propunem acum să găsim, tot în cazul suprafețelor aplicabile, rețelele de pe cele două suprafețe focale ale congruenței (y, y'). Deoarece suprafețele desfășurabile ale unei congruențe determină pe suprafețele focale cîte o rețea, pentru a raporta suprafețele focale la rețelele lor, vom face, conform lui (9') schimbarea de variabile

$$\xi=v+u, \quad \eta=v-u. \tag{28}$$

[1]) p. 156

Ţinînd cont de (21), (22), (23) precum şi de [3] [1])

$$\beta_u=\gamma_v \quad \text{sau} \quad \beta=\varphi_v, \quad \gamma=\varphi_u \tag{29}$$

găsim ecuaţiile lui Laplace

$$\bar{x}_{1\xi\eta}+\frac{1}{2}\left(\varphi_\eta-\theta_\eta-\frac{\omega_{\xi\xi}+\omega_{\eta\eta}+\varphi_{\xi\xi}+\varphi_{\eta\eta}}{\omega_\eta+\varphi_\eta}\right)\bar{x}_{1\xi}+\frac{1}{2}(\varphi_\xi-\theta_\xi)\,\bar{x}_{1\eta}+$$
$$+\frac{1}{4}\left[p-q-2\omega_{\xi\eta}-\frac{\varphi_\xi-\theta_\xi}{\varphi_\eta+\omega_\xi}(\omega_{\xi\xi}+\omega_{\eta\eta}+\varphi_{\xi\xi}+\varphi_{\eta\eta})\right]\bar{x}_1 \tag{30}$$

şi

$$\bar{x}_{2\xi\eta}+\frac{1}{2}(\varphi_\eta-\theta_\eta)\,\bar{x}_{2\xi}+\frac{1}{2}\left(\varphi_\xi-\theta_\xi-\frac{\omega_{\xi\xi}+\omega_{\eta\eta}+\varphi_{\xi\xi}+\varphi_{\eta\eta}}{\omega_\xi+\varphi_\xi}\right)\bar{x}_{2\eta}+$$
$$+\frac{1}{4}\left[p-q-2\omega_{\xi\eta}-\frac{\varphi_\eta-\theta_\eta}{\varphi_\xi+\omega_\xi}(\omega_{\xi\xi}+\omega_{\eta\eta}+\varphi_{\xi\xi}+\varphi_{\eta\eta})\right]\bar{x}_2. \tag{31}$$

Ne propunem să calculăm invarianţii diferenţiali ai reţelelor, h şi k, daţi de formulele [2] [2])

$$h=a_\xi+ab-c, \quad k=b_\eta+ab-c,$$

unde a, b, c sînt coeficienţii ecuaţiei lui Laplace corespunzătoare. Notăm cu h şi k invarianţii diferenţiali ai reţelei de pe suprafaţa (x), cu h_1, k_1 şi h_2, k_2 invarianţii diferenţiali ai reţelei de pe suprafeţele focale (x_1) şi (x_2) ale congruenţei (xx'), şi cu $\bar{h}_1$, $\bar{k}_1$ şi $\bar{h}_2$, $\bar{k}_2$ invarianţii diferenţiali ai reţelei de pe suprafeţele focale $(\bar{x}_1)$ şi $(\bar{x}_2)$ ale congruenţei (yy'). Ţinînd cont de [5]

$$h_1=k_2=h+\frac{1}{2}\omega_{\xi\eta}=\frac{1}{8}\left[M-L+\frac{a^2}{C_1}(U_1^2-V_1^2)\right], \tag{32}$$

unde a este o constantă dată de relaţia [3] [3])

$$U''=a^2U,$$

găsim

$$\left.\begin{aligned}
&\bar{k}_1=h_2=h_1=k_2=h+\frac{1}{2}\omega_{\xi\eta}=\frac{1}{8}\left[M-L+\frac{a^2}{C_1}(U_1^2-V_1^2)\right]\\
&h_1=h+\frac{1}{2}\omega_{\xi\eta}-\frac{1}{2}\left(\frac{\omega_{\xi\xi}+\omega_{\eta\eta}+\varphi_{\xi\xi}+\varphi_{\eta\eta}}{\omega_\eta+\varphi_\eta}\right)_\xi=\frac{1}{8}\left[M-L+\frac{a^2}{C_1}(U_1^2-V_1^2)+\right.\\
&\qquad\left.+2\,\frac{U_1''+V_1''}{V_1-U_1}+2\,\frac{U_1'^2-V_1'^2}{(U_1-V_1)^2}\right].\\
&k_2=h+\frac{1}{2}\omega_{\xi\eta}-\frac{1}{2}\left(\frac{\omega_{\xi\xi}+\omega_{\eta\eta}+\varphi_{\xi\xi}+\varphi_{\eta\eta}}{\omega_\xi+\varphi_\xi}\right)_\eta=\frac{1}{8}\left[M-L+\frac{a^2}{C_1}(U_1^2-V_1^2)+\right.\\
&\qquad\left.+2\,\frac{V_1''-U_1''}{V_1+U_1}+2\,\frac{U_1'^2-V_1'^2}{(U_1+V_1)^2}\right].
\end{aligned}\right\} \tag{33}$$

[1]) p. 149.
[2]) p. 57.
[3]) p. 157.

Rezultatele notei de față arată o mare analogie între congruența studiată aici și cea din nota precedentă [5]. Acest lucru era de așteptat avînd în vedere că aceste două congruențe se corespund printr-o corelativitate.

BIBLIOGRAFIE

1. Fubini G. și Čech E.: *Geometria proiettiva differenziale*, vol. I, Bologna, 1926.
2. Tzitzeica G.: *Géométrie différentielle projective des réseaux*, București 1923.
3. Gheorghiu Gh. Th.: Sur certaines transformations asymptotiques Disquisitiones Mathematicae et Physicae 1945, vol. IV. pag. 131-173.
4. Gheorghiu Gh. Th.: Sur les transformations asymptotiques, Bulletin des Sciences mathématiques 1945, vol. LXIX seria 2-a, pag. 1-9.
5. Bica M.: Asupra unor congruențe de drepte (I), Studii și cercetări științifice — Lucrările Consfătuirii de geometrie diferențială din 9 — 12 iunie 1955 — tom. III, 1956.

SUR QUELQUES CONGRUENCES DE DROITES (II)

(RÉSUMÉ)

En partant des travaux [3] et [4] de Gh. Th. Gheorghiu, l'auteur s'est proposé d'étudier quelques propriétés de la congruence (yy') définie par la droite d'intersection des plans tangents en x et x' aux surfaces (x) et (x'); il étudie spécialement le cas particulier dans lequel les tangentes asymptotiques de nom contraire sont concourantes.

Les points focaux de la congruence sont donnés dans le cas général par (4) où ρ doit être remplacé par les racines de (8). Toujours dans le cas général les développables de la congruence sont données par (9).

Les relations (4) et (9) prennent dans le cas particulier, la forme (10) et (9′). Dans ce cas la forme F_2 des deux surfaces focales est donnée par (18) et (19).

En supposant les surfaces (x) et (x') projectivement applicables, les formules (18′) et (19′) montrent que la congruence (yy') est une congruence W car les asymptotiques des deux surfaces focales se correspondent. Dans le cas des surfaces applicables le système fondamental des deux surfaces focales est donné par (22) et (23). On déduit (24), qui montre que les deux surfaces focales sont des surfaces R. L et M sont donnés par (25), les équations des réseaux situés sur les surfaces focales sont (30) et (31), et les invariants de ces réseaux sont (33).

О НЕКОТОРЫХ КОНГРУЕНТНОСТЯХ ПРЯМЫХ (II)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Исходя из работ (3) и (4) Г. Т Георгиу, автор предлагает присвоить некоторые качества соответствия (yy') определенному прямой пересечения тангенциальных плоскостей в x и x', поверхностям (x) и (x'), изучая в особенности частный случай при котором асимптотические касательные обратного наименования являются совпадающими.

В общем случае выражение фокусных точек конгруентности дано в (4), где ϱ замещается двумя его корнями (8).

Также в общем случае метацентрические эволюты конгруентности даны в (9).

В частном случае отношения (4) и (9) упрощаются, принимая форму (10) и (9). В этом случае форма F_2 двух фокусных поверхностей дана (18) и (19).

Приводя задачу к более частному случаю. а именно — предполагая что поверхности (x) и (x') являются проективно применимыми, формулы (18) и (19) показывают что конгруентность (yy') является в этом случае конгруентностью W, асимптоты на обеих фокусных поверхностях соответствуют между собой.

В случае накладывающихся поверхностей основная система обеих фокусных поверхностей дается (22) и (23), откуда следует (24), которая доказывает что обе фокусные поверхности являются поверхностями $R \cdot L$ и M даются (25).

Уравнения сеток на фокусных поверхностях даны (30) и (31) а инварианты этих сеток даны (33).

SCURGEREA FLUIDELOR COMPRESIBILE PRIN TURBOMAŞINILE CU PALETE LUNGI

DE

MARIN BĂNĂRESCU

Scurgerea prin turbinele şi compresoarele axiale sau mixte se studiază de obicei cu ajutorul unei secţiuni făcute prin reţelele de palete cu o suprafaţă cilindrică de revoluţie coaxială turbinei. Prin desfăşurarea acestor secţiuni se înlocuieşte scurgerea din spaţiul cu trei dimensiuni prin una plană.

Această procedare nu e însă admisibilă decît în cazul cînd raportul dintre înălţimea paletelor şi diametrul mediu al reţelei e suficient de mic pentru a putea neglija influenţa forţelor centrifuge asupra vitezelor de scurgere şi a celorlalte mărimi de stare ale fluidelor. La paletele a căror lungime depăşeşte o anumită valoare, forţele centrifuge împing particolele de fluid spre periferia canalelor de scurgere, sporind sensibil în această regiune presiunile şi greutăţile specifice şi modificînd astfel apreciabil repartiţia vitezelor de scurgere şi a celorlalte mărimi de stare.

Prof. V. V. Uvarov, tratînd această problemă, a stabilit formule de calcul redate şi în lucrarea: „Turbine cu gaz pentru aviaţie“ a prof. Jiriţchi şi aplicabile în primul rînd gazelor perfecte şi cu unele adaptări şi aproximări fluidelor reale.

In cele ce urmează, voi reda un procedeu de calcul cu ajutorul căruia se poate urmări scurgerea prin turbomaşini a fluidelor reale, ale căror proprietăţi nu se pot reda prin expresii matematice simple, ci prin diagrame (*IS*, *TS*, etc.) sau prin tabele.

Voi folosi următoarele notaţii:

pentru vitezele absolute	c
pentru vitezele relative	w
pentru componentele periferice, axiale şi radiale indicii	u, a şi r
unghiurile de rotire în mişcare absolută . .	φ
viteza unghiulară în mişcare absolută . . .	$\omega = \frac{d\varphi}{dt}$
unghiul de rotire în mişcare relativă . . .	χ
depărtarea punctelor de axa maşinii	r
distanţele măsurate paralel cu axa	z

greutatea specifică, presiunea şi temperatura absolută . . . . . γ, p, T
mărimile de stare molare vor fi notate cu litere ronde . . . . . .
greutatea moleculară a fluidului . . . . . M
mărimile de stare, obţinute prin o scurgere izentropică vor fi prevăzute cu indicele . t
mărimile realizate în diferitele intervale vor avea ca indici cifre arabe în ordinea naturală, începînd cu 0 la secţia de intrare în prima coroană de palete fixe . . . . . .

Scurgerea fără frecări prin turbină s-ar putea studia cu ecuaţiile lui Euler în coordonate polare, stabilită în: Stodola Dampf und Gazturbinen, ed. V pag. 803 şi 813, care sînt:

Pentru stator

$$\left.\begin{aligned} \frac{dC_r}{dt} - \frac{C_u^2}{r} &= -\frac{g}{\gamma}\frac{\partial p}{\partial s} \\ \frac{d(rC_u)}{rdt} &= -\frac{g}{\gamma}\frac{dp}{d\varphi} \\ \frac{dC_a}{dt} &= -\frac{g}{\gamma}\frac{\partial p}{\partial z} \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

la care se adaugă ecuaţia continuităţii scurgerii, care pentru regimul permanent de scurgere se reduce la:

$$\frac{\partial(\gamma r C_r)}{\partial r} + \frac{\partial(\gamma C_u)}{\partial \varphi} + \frac{\partial(\gamma r C_a)}{\partial z} = 0. \qquad (2)$$

Pentru scurgerea prin rotor:

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial W_r}{\partial t} - \frac{W_u^2}{r} &= -\frac{g}{\gamma}\frac{\partial p}{\partial r} + r\omega^2 + 2\omega W_u \\ \frac{\partial(rW_u)}{r\,dt} &= -\frac{g}{\gamma}\frac{\partial p}{r\partial x} - 2\omega W_r - \frac{d\omega}{dt} \\ \frac{\partial W_z}{\partial t} &= -\frac{g}{\gamma}\frac{\partial p}{\partial r}. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Particularizate, ecuaţiile de mai sus se pot folosi şi pentru scurgerea fluidului prin intervalele ce se par reţele de palete fixe şi mobile.

Vitezele de scurgere prin canelele din stator şi rotor, deci şi celelalte mărimi de stare ale fluidului fiind influenţate de dimensiile şi profilele paletelor, integrarea sistemului de ecuaţii de mai sus e imposibilă. Cel mult s-ar putea obţine o integrare grafică similară celei efectuate de Flügel.

Studiul scurgerii prin intervalele ce separă coroanele de palete fixe de cele mobile întîmpină mai puţine greutăţi, paletele din amonte influenţînd această scurgere numai prin vitezele şi mărimile de stare ale fluidului din secţiile de ieşire şi care se pot calcula pentru scurgerea de regim cu ajutorul ecuaţiilor energiei, impulsului, şi continuităţii scurgerii. Cunoaşterea mărimilor

de stare în aceste intervale prezintă o deosebită importanţă, întrucît ele ne dau posibilitatea de a calcula lucrul mecanic obţinut în rotorul maşinii.

Ecuaţiile scurgerii prin aceste intervale se pot obţine din sistemul de ecuaţii (1) prin particularizarea condiţiilor de scurgere. Admitem în primul rînd o scurgere neinfluenţată de unghiul (φ), condiţie ce ar fi riguros îndeplinită în cazul solicitării totale a coroanei şi în ipoteza unui număr infinit de mare de palete infinit de subţiri. Abaterile de la această condiţie în cazul scurgerii reale, nu depăşesc toleranţele admise. Se mai pot neglija în aceste intervale componentele radiale ale vitezelor (c), frecările dintre fluid şi mantaua carcasei respectiv a rotorului şi ţinînd seama de vitezele mari de scurgere prin intervale şi schimbul de căldură cu mediul exterior şi între straturile concentrice de fluid.

Vom face deci în ecuaţiile (1) următoarele substituţii:

$$\frac{\partial p}{\partial \varphi}=0;\quad C_r=0;\quad \frac{dC_r}{dt}=0;\quad \frac{\partial p}{\partial z}=0$$

şi obţinem:

$$\frac{\partial p}{\partial r}=\frac{\gamma}{g}\frac{C_u^2}{r}. \tag{4}$$

Se obţine aceeaşi relaţie exprimînd echilibrul dintre forţele centrifuge ale fluidului din interval şi sporul de presiune în direcţia radială. Notînd cu $dm=\frac{\gamma}{g}\,df\,dr$ masa fluidului din un element de volum de arie df şi înălţime dr, se obţine pentru forţa centrifugă $dC=\frac{\gamma}{g}\,df\,dr\,\frac{C_u^2}{r}$ care e echilibrată de sporul de presiune ce se exercită pe faţa superioară a elementului (fig. 1).

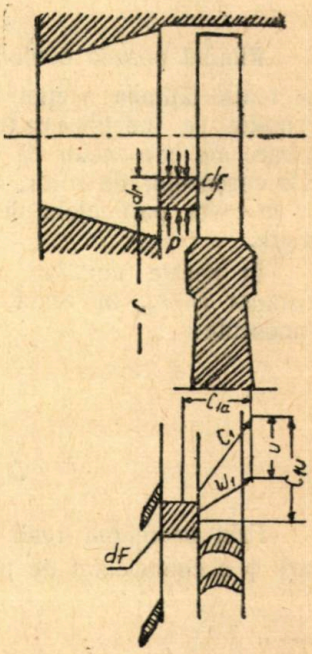


Fig. 1

Rezultă:

$$dC=df\,dp$$

şi

$$\frac{dp}{dr}=\frac{\gamma}{g}\frac{C_u^2}{r}.$$

Mai putem observa că în regimul permanent de scurgere fluidul din interval, trebuie să se găsească în stare de echilibru termodinamic, caracterizat prin un maxim al entropiei. In caz contrar între straturile de fluid s-ar produce schimburi de materie pînă în momentul în care entropia fluidului ar atinge o valoare maximă.

Transformările de stare virtuale în intervalul considerat, vor trebui să satisfacă deci condiţia:

$$\delta S=\frac{\delta u+Ap\,\delta v}{T}=0$$

deci:

$$\delta u+Ap\,\delta v=0. \tag{5}$$

Entalpia fluidului în straturile vecine va diferi deci cu $\delta i = \delta(u + Apv) = \delta u + Ap\,dv + Av\,\delta p = Av\,\delta p$ şi ţinînd seama de ecuaţia (4):

$$\frac{\delta i}{\delta r} = \frac{A}{g}\frac{C_u^2}{r} \tag{6}$$

sau:

$$i = i_m + \frac{A}{g}\int_{r_m}^{r}\frac{C_u^2}{r}\,dr \quad \text{şi} \quad \mathcal{J} = \mathcal{J}_m + \frac{AM}{g}\int_{r_m}^{r}\frac{C_u^2}{r}\,dr \tag{7}$$

în care: i_m respectiv $\mathcal{J}_m$ sînt entalpia specifică respectiv cea molară în punctele intervalului depărtate cu r_m de axă şi care se pot calcula cu înlensnire în cazul cînd ne impunem căderea termică, folosită de particule ce părăsesc reţeaua de palete la această distanţă şi ţinem seama de coeficienţii de pierdere aferenţi reţelei de palete considerate. Valoarea entropiei, obţinută prin calcul pentru aceste particule, va fi realizată conform condiţiei ($\delta S = 0$) în toate punctele intervalului. Cu această valoare a entropiei şi cu ale entalpiei, obţinute prin efectuarea integralei (7), putem citi din tabele sau din diagramele *IS*, *TS*, etc. celelalte mărimi de stare ale fluidului şi în special temperaturile, vitezele de scurgere, presiunile şi greutăţile specifice în tot intervalul.

Scurgerea prin intervalele situate în aval de o coroană cu palete fixe

Fluidul posedă conform ecuaţiei energiei, aceeaşi energie totală $i_0 + \frac{A}{2g}C_0^2$ pe toată lăţimea secţiei de intrare a primei coroane de palete fixe. Aceeaşi condiţie se îndeplineşte, după cum se va dovedi ulterior, şi în secţiile de intrare ale coroanelor de palete fixe următoare în cazul cînd executăm paletele coroanelor de rotor, aşa încît ele să primească aceeaşi energie mecanică de la toate particolele de fluid, independent de punctele lor de intrare şi ieşire.

In aceste condiţii particolele ce părăsesc reţeaua de palete fixe la distanţa $r = r_m$ în urma unei destinderi izentropice, vor satisface relaţiile cunoscute:

$$\left.\begin{aligned} i_0 - i_{tm1} &= \frac{A}{2g}(C_{tm1}^2 - C_0^2) \\ \mathcal{J}_0 - \mathcal{J}_{tm1} &= \frac{AM}{2g}(C_{tm1}^2 - C_0^2). \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

Prin scurgerea reală el atinge entalpia $\mathcal{J}_{m1}$ şi vitezele $C_{m1} = \varphi C_{tm1}$, în care φ e coeficientul de pierdere al ajutajelor, deci:

$$\left.\begin{aligned} i_0 - i_{m1} &= \frac{A}{2g}(C_{m1}^2 - C_0^2) \\ \mathcal{J}_0 - \mathcal{J}_{m1} &= \frac{AM}{2g}(C_{m1}^2 - C_0^2). \end{aligned}\right\} \tag{9}$$

De obicei ne impunem sau căderile termice teoretice $i_0 - i_{tm1}$, respectiv $\mathcal{I}_0 - \mathcal{I}_{tm1}$ sau căderile reale $i_0 - i_{m1}$ respectiv $\mathcal{I}_0 - \mathcal{I}_{m1}$ și calculăm astfel vitezele C_{tm1} și C_{m1} și poziția punctului A_{1m} din diagrama *IS* fig. 2. In cazul cînd nu dispunem de o diagramă *IS* ci numai de tabele, mărimile de stare din A_{1m} le vom calcula din acestea și sînt cele ce corespund valorii i_{m1} și $S = S_{m1}$.

Pentru a efectua integrarea din expresia (7) și a determina (i) și celelalte mărimi de stare din diferitele puncte ale intervalelor va trebui să stabilim relația dintre C_u și r, deci să ne alegem legea de variație a unghiului de ieșire din rețeaua de palete considerată. In cele ce urmează vom lua în considerare cazul paletelor cu unghiul de ieșire constant ($\alpha_1 = \text{const.}$) și al celor ce satisfac relația $r \cdot C_{1u} = \theta_1 = \text{const.}$ In ambele cazuri și mai ales în ultimul, integrala din (7) se poate efectua ușor. Obținem astfel, pentru fiecare valoare a lui (r) entalpia fluidului și în consecință poziția punctului (M) pe verticala punctului A_{1m}. Din diagrama *IS* sau din tabele vom putea determina mărimile de stare corespunzătoare.

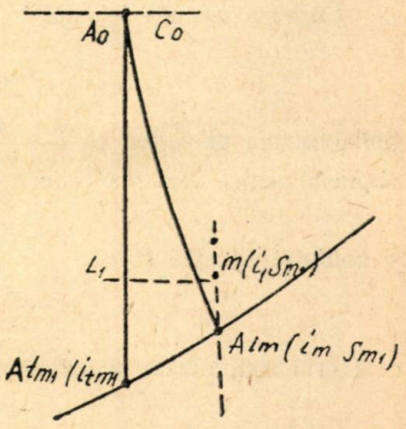


Fig. 2

In cazul cînd nu dispunem de diagrama *IS* sau *TS*, vom face determinarea cu ajutorul tabelelor. In cele ce urmează vom folosi tabelele întocmite după Justi cu ajutorul căldurii specifice medii a fluidelor, folosite și în cursul de Motoare cu combustie internă și în cel de Turbine cu gaz ale autorului.

Pentru entalpiile impuse în ecuația (9) și pentru cele calculate din ecuația (7), determinăm în primul rînd din tabele temperaturile absolute T_{m1}, T_{mt1} și T_1 cu ajutorul cărora calculăm presiunile din relațiile:

$$\ln \frac{p_0}{p_{m1}} = \frac{1}{A\mathcal{R}} [\psi(T_0) - \psi(T_{mt1})] = \frac{1}{1{,}986} [\psi(T_0) - \psi(T_{mt1})] \tag{10}$$

$$\ln \frac{p_1}{p_{m1}} = \frac{1}{A\mathcal{R}} [\psi(T_1) - \psi(T_{m1})] = \frac{1}{1{,}986} [\psi(T_1) - \psi(T_{m1})] \tag{11}$$

și volumele specifice:

$$\ln \frac{v_1}{v_{m1}} = \frac{1}{A\mathcal{R}} [\varphi(T_{m1}) - \varphi(T_1)] = \frac{1}{1{,}986} [\varphi(T_{m1}) - \varphi(T_1)]. \tag{12}$$

In aceste relații figurează funcțiile molare:

$$\psi(T) = \mathcal{C}_v|_0^T + \int \frac{G_v|_0^T \cdot dT}{T} + A\mathcal{R} \ln T + \mathcal{I}_0$$

$$\varphi(T) = \mathcal{C}_v|_0^T + \int \frac{G_v|_0^T \cdot dT}{T} - A\mathcal{R} \ln \mathcal{R} + \mathcal{I}_0$$

care se pot extrage din tabele şi pot fi folosite şi pentru calcularea entropiei fluidului cu relaţiile:

$$S_{(T,v)} = \varphi(T) + A\mathcal{R}\ln v \tag{13}$$

$$S_{(T,p)} = \psi(T) - A\mathcal{R}\ln p. \tag{14}$$

a) *Scurgerea prin interval în aval de coroana de stator cu unghi de evacuare constant.*

Căderea termică folosită în reţea este:

$$h_{01} = \left(i_0 + \frac{A}{2g}C_0^2 - i_1\right)$$

ţinînd seama de faptul că $i_0 + \frac{A}{2g}C_0^2$ are o valoare constantă în secţia de intrare obţinem pentru varierea căderii cu înălţimea, relaţia:

$$dh_0 = -di_1$$

şi conform ecuaţiei (6):

$$-\frac{A}{g}C_{1u}^2\frac{dr}{r} = \frac{A}{g}C_1 dC_1$$

care prin simplificare şi substituirea valorii $C_{1u} = C_1\cos\alpha_1$, devine:

$$\frac{dC_1}{C_1} = -\cos^2\alpha_1 \cdot \frac{dr}{r}.$$

Prin integrarea acestor relaţii şi ţinînd seama că avem $C = C_{1m}$ pentru $r = r_m$, obţinem:

$$\frac{C_1}{C_{1m}} = \left(\frac{r}{r_m}\right)^{-\cos^2\alpha_1}. \tag{15}$$

Această relaţie împreună cu (7) ne dă:

$$i_1 = i_{m1} + \frac{A}{g}r_m^{2\cos^2\alpha_1}C_{m1}^2\cos^2\alpha_1\int_{r_m}^{r}\frac{dr}{r^{1+2\cos^2\alpha_1}}$$

după integrare:

$$i_1 = i_{m1} + \frac{A}{2g}C_{m1}^2\left[\left(\frac{r_m}{r}\right)^{2\cos^2\alpha_1} - 1\right]. \tag{16}$$

b) *Scurgerea prin interstitiul situat în aval de o coroană de palete ce satisfac condiţia* $r \cdot C_u = const.$

O coroană de palete de acest tip, împreună cu una de rotor ce satisface o condiţie similară $rC_{2u} = \theta_2$ const. formează un etaj care realizează o utilizare uniformă a energiei particulelor fluidului independent de punctele lor de intrare şi ieşire din rotor redată de relaţia:

$$L_u = \frac{1}{g}(u_1C_{1u} \pm u_2C_{2u}) = \frac{\omega}{g}[r_1C_{1u} \pm r_2C_{2u}] = \frac{\omega}{g}(\theta_1 \pm \theta_2) \tag{17}$$

de asemenea în intervalele dintre coroanele de palete se realizează, după cum se va arăta, o scurgere cu componente axiale ale vitezei uniforme independente de (r).

Substituind în ecuaţia (7) $\theta_1 = r_1 \cdot C_{1u}$, obţinem:

$$i_1 = i_{m1} + \frac{A}{g}\int_{r_m}^{r} \frac{C_{1u}^2\, dr}{r} = i_{m1} + \frac{A}{g}\theta_1 \int_{r_m}^{r} \frac{dr}{r^3}$$

şi după integrare

$$i_1 = i_{m1} - \frac{A}{2g}\theta_1\left(\frac{1}{r^2} - \frac{1}{r_m^2}\right) \text{ kcal/kg.} \tag{18}$$

Conform ecuaţiei conservării energiei avem însă:

$$i_0 + \frac{A}{2g}C_0^2 = i_1 + \frac{A}{2g}C_1^2$$

şi conform ecuaţiei (18):

$$i_0 + \frac{A}{2g}C_0^2 = i_{m1} - \frac{A}{2g}\theta_1\left(\frac{1}{r^2} - \frac{1}{r_m^2}\right) + \frac{A}{2g}C_1^2$$

sau cu substituţia $C_1^2 = C_{1u}^2 + C_{1a}^2$ şi reducerile necesare:

$$C_{1a}^2 = C_0^2 + \frac{2g}{A}(i_0 - i_{m1}) - \frac{\theta_1}{r_m^2}\cdot \tag{19}$$

Componenta axială a vitezelor de scurgere prin interval are o valoare independentă de distanţa de la axa maşinii. Această observaţie înlesneşte în mare măsură calculul debitelor ce se scurg prin interval şi al înălţimii paletelor.

c) *Scurgerea prin intervalul situat în aval de coroana de palete mobile.*

La intrarea în primul etaj al turbinei, format din coroana de palete fixe şi mobile ce satisfac condiţiile $r_1 \cdot C_{1u} = \theta_1 = \text{const.}$ şi $r_2 C_{2u} = \theta_2 = \text{const.}$, cantitatea de 1 kg fluid posedă energia totală $i_0 + \frac{A}{2g}\cdot C_0^2$, iar la părăsirea lui după cedarea lucrului mecanic $AL = \frac{AL_v}{g}(r_1 c_{1u} \pm r_2 c_{2u}) = \frac{A\omega}{g}(\theta_1 \pm \theta_2)$ posedă încă energia: $i_2 + \frac{A}{2g}C_2^2$.

Obţinem deci:

$$i_0 + \frac{A}{2g}C_0^2 = i_2 + \frac{A}{2g}\cdot C_2^2 - \frac{A\omega}{g}(\theta_1 \pm \theta_2). \tag{20}$$

In acelaşi timp ecuaţia (7) aplicată intervalului situat la eşirea din coroana rotorului ne dă:

$$i_2 = i_{2m} + \frac{A}{g}\int_{r_m}^{r} \frac{dr}{r^3} = i_{2m} - \frac{A}{g}\theta_2^2\left(\frac{1}{r^2} - \frac{1}{r_m^2}\right)\cdot \tag{21}$$

Din ecuaţia (20) şi (21) obţinem în cele din urmă:

$$\frac{A}{2g}\cdot C_2^2 = \frac{A}{2g}\cdot C_0^2 + i_0 - i_{2m} + \frac{A}{2g}\cdot\theta_2^2\left(\frac{1}{r_2^2} - \frac{1}{r_m^2}\right) - \frac{A\omega}{g}(\theta_1 \pm \theta_2). \tag{22}$$

Substituind în aceasta $c_2^2=c_{2a}^2+c_{zu}^2$ şi făcînd reducerile:

$$\frac{A}{2g}\cdot C_{2a}^2=\frac{A}{2g}\cdot C_0^2+(i_0-i_{2m})-\frac{A}{2g}\frac{\theta_2}{r_{2m}^2}-\frac{A\omega}{g}(\theta_1\pm\theta_2). \tag{23}$$

Cum în membrul al doilea al ecuaţiei (23) figurează numai valori indepentente de r, rezultă că viteza axială de scurgere C_{2a} are şi în acest interval o valoare constantă independentă de r. Această observaţie se poate generaliza şi pentru etajele următoare. In adevăr, aplicînd succesiv primelor (p) etaje ale turbinei ecuaţia energiei obţinem:

$$i_0+\frac{A}{2g}\cdot C_0^2=i_2+\frac{A}{2g}\cdot C_2^2+\frac{A\omega}{g}(\theta_{1,0}\pm\theta_{2,0})$$

$$i_2+\frac{A}{2g}\cdot C_2^2=i_4+\frac{A}{2g}\cdot C_4^2+\frac{A\omega}{g}(\theta_{1,2}\pm\theta_{2,2})$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots$$

$$i_{2(p-1)}+\frac{A}{2g}\cdot C_{2(p-1)}^2=i_{2p}+\frac{A}{2g}\cdot C_{2p}^2+\frac{A\omega}{g}(\theta_{1,2(p-1)}\pm\theta_{2,2(p-1)}$$

sau prin însumare şi reducere:

$$i_0+\frac{A}{2g}\cdot C_0^2=i_{2p}+\frac{A}{2g}\cdot C_{2p}^2+\frac{A\omega}{g}\sum_{i=1}^{i=2(p-1)}(\theta_{1,i}\pm\theta_{2,i}). \tag{24}$$

Conchidem din aceasta întrucît şi θ_{1i} şi θ_{2i} sînt independente de (r) că şi sumele $i_{2p}+\frac{A}{2g}\cdot C_{2p}^2$ oricare ar fi (p), au valori independente de (r).

Făcînd în (24) substituţiile:

$$i_{2p}=i_{2pm}-\frac{A}{2g}\cdot\theta_{2p}^2\left(\frac{1}{r^2}-\frac{1}{r_{2pm}^2}\right);\quad C_{2p}^2=C_{2ap}^2+C_{2up}^2;\quad C_{2up}^2=\frac{\theta_2^2}{r^2}$$

obţinem după reducerile necesare:

$$\frac{A}{2g}\cdot C_{2ap}^2=i_0+\frac{A}{2g}\cdot C_0^2-\frac{A}{2g}\cdot\frac{\theta_{2p}^2}{r_{2pm}^2}-\frac{A\omega}{g}\sum_{i=1}^{i=p}(\theta_{1i}\pm\theta_{2i}). \tag{25}$$

Conchidem că şi componentele axiale ale vitezelor în toate intervalele situate în aval de un rotor au o valoare constantă independentă de r.

Gradul de reacţiune al etajelor variază cu distanţa de la axă a punctelor considerate. Dacă notăm cu H_t căderea termică izentropică de care dispune un etaj, reprezentată în fig. 3 de segmentul $A_0A'_{2t}$ şi cu $H_{1t}=A_1A_{2t}$ cea folosită în rotor, obţinem pentru gradul de reacţiune expresia cunoscută

$$\rho=\frac{A_1A_{2t}}{A_0A'_{2t}}=\frac{A_1A_{2t}}{H_t}.$$

In general $A_1A_{2t} > A_{1t}A'_{2t}$ însă diferenţa dintre aceste segmente e destul de mică în raport cu precizia de care avem nevoe în acest calcul de apreciere Vom admite deci $A_1A_{2t} = A_{1t}A'_{2t}$ şi obţinem:

$$p = \frac{H_t - A_0A_{1t}}{H_t} = 1 - \frac{i_0 - i_{1t}}{H_t} = 1 - \frac{i_0 - i_1}{(1-\varphi^2)\,H_t}$$

şi conform ecuaţiei (18):

$$p = 1 - \frac{1}{(1-\varphi^2)\,H_t}\left[i_0 - i_m - \frac{A}{2g}\theta_2^2\left(\frac{1}{r_m^2} - \frac{1}{r^2}\right)\right]. \tag{26}$$

Gradul de reacţiune creşte deci înspre periferia rotorului în măsura în care sporeşte (r) şi scade spre baza paletelor de rotor, unde în nici un caz el nu trebuie să ia o valoare negativă.

Rezultă din această observaţie că nu există turbine cu acţiune pură sau cu un grad de reacţiune constant, decît în cazul cînd paletele sînt extrem de scurte. De îndată ce ele au o lungime apreciabilă şi gradul de reacţiune se modifică în lungul paletelor.

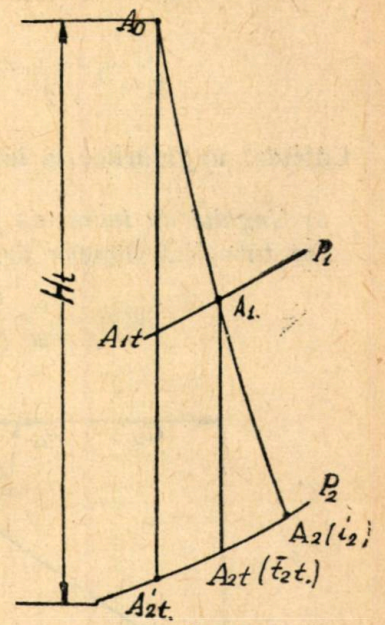


Fig. 3

Determinarea circulaţiei în intervalele turbinei

Lucrul mecanic obţinut în un etaj are valoarea:

$$L = \frac{\omega}{g}(r_1C_{1u} \pm r_2C_{2u}) = \frac{\omega}{g}(\theta_1 \pm \theta_2)$$

deci

$$\theta_1 \pm \theta_2 = \frac{gL}{\omega}. \tag{27}$$

Acelaşi lucru mecanic ni-l poate produce etajul cu o infinitate de perechi de valori ale lui θ_1 şi θ_2. Impunîndu-ne un grad de reacţiune la o anumită valoare a lui r deci în punctele $r = r_m$, putem să determinăm cu înlesnire valorile circulaţiei. Aşa de exemplu: în cazul cînd am vrea să realizăm la distanţa aleasă un grad de reacţiune de 0,5, deci profile congruente, am avea unghiuri de ieşire egale la paletele fixe şi la cele mobile, deci $\alpha_1 = \beta_2$ şi $C_1 = W_2$ deci $C_{1u} = W_{2u}$.

Rezultă în acest caz: $r_{1m}C_{1um} = r_{1m}W_{2um} = r_{2m}(C_{2um} + u_{2m})$ sau admiţînd $r_{m1} = r_{m2}$ avem:

$$\theta_1 = \theta_2 + \omega r_{2m}^2$$

şi

$$\theta_2=\frac{\theta_1+\theta_2-r_m^2\omega}{2}=\frac{\frac{gL}{\omega}-\omega r_m^2}{2}=\frac{gL-\omega^2 r_m^2}{2\omega}=\frac{gL-C_{um}^2}{2\omega} \tag{28}$$

$$\theta_1=\frac{\theta_1+\theta_2+\omega r_m^2}{2}=\frac{\frac{gL}{\omega}+\omega r_m^2}{2}=\frac{gL+\omega^2 r_m^2}{2\omega}=\frac{gL+C_{um}^2}{2\omega}. \tag{29}$$

Calculul unghiurilor la intrarea şi ieşirea din reţelele de palete

a) *Unghiul da ieşire din paletele de stator cu* $\theta_1=r_1C_{1u}=const.$
Din triunghiul vitezelor fig. 4 obţinem:

$$\operatorname{tg}\alpha_1=\frac{C_{1a}}{C_{1u}}=\frac{C_{1a}\cdot r}{\theta_1} \quad \text{sau} \quad \operatorname{tg}\alpha_1=\frac{r}{r_m}\operatorname{tg}\alpha_{1m}. \tag{30}$$

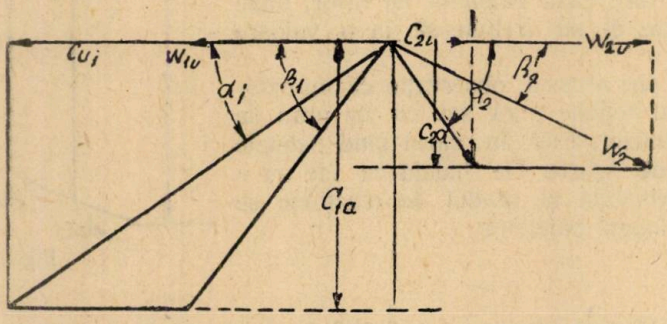


Fig. 4

In aceste expresii unghiurile α_1 şi α_{1m} sînt unghiurile vitezelor fluidului faţă de (u). Tangentele la elementele finale ale paletelor fac cu această direcţie unghiurile α_{1p} respectiv α_{1mp} ce se pot calcula ţinînd seama de devierea curentului, provocată de grosimea muchiilor de ieşirea paletelor. (Turbine cu gaz pentru aviaţie de Jiriţchi).

b) *Unghiurile de intrare în reţeaua de palete mobile.*
Din triunghiul vitezelor obţinem:

$$\operatorname{tg}\beta_1=\frac{C_{1a}}{C_{1u}-u}=\frac{C_{1a}}{\frac{\theta_1}{r}-u}=\frac{r\cdot C_{1a}}{\theta_1-\omega r^2} \tag{31}$$

c) *Unghiurile de ieşire din reţeaua de palete mobile* (fig. 4).

$$\operatorname{tg}\beta_2=\frac{C_{2a}}{W_{2u}}=\frac{C_{2a}}{C_{2u}+u_2}=\frac{r\cdot C_{2a}}{\theta_2+\omega r^2}. \tag{32}$$

$$\operatorname{tg}\alpha_2=\frac{C_{2a}}{C_{2u}}=\frac{r\cdot C_{2a}}{\theta_2} \tag{33}$$

$$\operatorname{tg}\alpha_2=\frac{r}{r_m}\operatorname{tg}\alpha_{2m}. \tag{34}$$

Trasarea suprafețelor de scurgere și calculul înălțimii paletelor

Traiectoriile particulelor de fluid se mențin pe suprafețe de revoluție al căror profil se poate determina cu suficientă exactitate, calculînd punctele lor din intervalele ce separă coroanele de palete. Prezintă o deosebită importanță cunoașterea suprafețelor de scurgere ce delimitează canalul de scurgere al mașinii. Una reprezintă profilul exterior al rotorului, și cealaltă fața interioară a carcasei. Trasînd corect aceste suprafețe asigurăm realizarea în fiecare punct al vitezelor de scurgere și a mărimilor de stare ce au servit la proiectarea mașinii. Avem latitudinea de a alege din considerațiuni constructive una din suprafețele de scurgere și să calculăm apoi profilele celeilalte suprafețe, pentru debitul impus cu ajutorul ecuației continuității scurgerii.

Întrucît, după cum s-a arătat mai sus, greutatea specifică a fluidului și în unele cazuri și componenta axială a vitezelor se schimbă cu (r), vom împărți secțiunile de scurgere ale fiecărui interval în coroane circulare de rază medie (r) și lățime (dr). Obținem în acest caz:

$$D = 2\pi\mu \int_{r_i}^{r_e} \gamma C_a r\,dr \tag{35}$$

în care μ e coeficientul de îngustare a secției din cauza grosimii muchiilor de la ieșirea paletelor.

Dacă paletele satisfac condițiile $\theta_1 = r_1 C_{1u} = \text{const}$ și $\theta_2 = r_2 C_{ru} = \text{const}$, ecuația debitului se poate pune sub forma:

$$D = 2\pi\mu C_a \int_{r_i}^{r_e} \gamma r\,dr. \tag{36}$$

Cum în majoritatea cazurilor nu se poate exprima analitic relația dintre γ și r, calculul debitului se poate obține prin însumarea debitelor ce se scurg prin coroane circulare de lățimea finită (Δr)

$$D = 2\pi\mu C_a \sum_{r=r_i}^{r=r_e} \gamma r\,\Delta r. \tag{37}$$

Însumarea respectiv integrarea din ecuația (35 ~ 37) se începe de la una din limite (de exemplu r_i) și se continuă pînă la atingerea debitului impus. Rezultă din calcul valoarea lui r_e și lungimea muchiei respective a paletelor.

In cazul cînd $\alpha_2 = 90°$ sau diferă cu puțin de această valoare, greutatea specifică și presiunea fluidului la evacuare din rotor nu se schimbă cu raza r și deci:

$$D = \pi (r_e^2 - r_i^2)\,\mu C_a \gamma_a. \tag{38}$$

BIBLIOGRAFIE

1. Uvarov V. V., *Profilarea paletelor lungi ale turbinelor cu gaze și abur*, Oborongiz 1945.
2. Iiriţchi G., *Turbine cu gaze pentru aviație*, Editura Tehnică, 1952.
3. Stodola A. *Dampf und Gasturbinen*, I. Springer, 1952.

L'ÉCOULEMENT DES FLUIDES COMPRESSIBLES PAR LES TURBO-MACHINES À LONGUES PALES

(RÉSUMÉ)

Sous l'action des forces centrifuges qui résultent de la rotation du fluide pendant son écoulement par la turbine, se manifeste une tendance de pression du fluide vers la périphérie des canaux d'écoulement et une modification de la loi de répartition des vitesses, des pressions, des poids spécifiques et des autres grandeurs d'état.

Le professeur Uvarov a établi des formules de calcul qui tiennent compte de ce phénomène et sont applicables aux gaz parfaits et aux fluides qui en sont assimilables.

Dans le présent article, on établit les formules de calcul valables pour les gaz réels dont les propriétés sont exprimées par le diagramme (*IS*, *TS*, etc.) ou par les tableaux. Cette méthode améliore l'effectuation des calculs et la précision des résultats.

ПРОТЕКАНИЕ СЖИМАЮЩИХСЯ ЖИДКОСТЕЙ ЧЕРЕЗ ДЛИНОЛОПАСНЫЕ ТУРБОМАШИНЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Под влиянием центробежных сил возникающих при вращении жидкости во время протекания через турбину, появляется стремление сжатия жидкости по краям сточных каналов, а также изменения закона распределения скоростей, напоров, удельных весов и прочих величин состояния.

Проф. Уваров установил расчетные формулы учитывающие настоящее явление, которые могут применяться к идеальным газам, а также к употребленным им жидкостям.

В настоящей статье устанавливаются расчетные формулы, годные для реальных газов и паров, свойства которых представлены диаграммой (*IS*, *TS*, и. т, д,) или таблицами.

Выполнение расчетов и точность результатов улучшены настоящим методом.

CONTRIBUŢII LA UTILIZAREA CERCETARILOR DE LABORATOR PENTRU O CENTRALĂ HIDROELECTRICĂ CU TURBINĂ KAPLAN

DE

AUREL BÂRGLĂZAN, m. coresp. Acad. R. P. R. şi ION ANTON

Incercările pe modele reduse ale turbinelor hidraulice se fac în mod curent în laboratoare şi ideea modelării este de mult cunoscută şi aplicată. Aportul pe care îl aduc ştiinţei şi tehnicii aceste încercări pe machete este extrem de important mai ales în domeniul turbinelor Kaplan, unde teoria nu este încă satisfăcătoare.

Concluziile pe care le vom prezenta aici sînt bazate pe rezultatele încercărilor efectuate asupra machetei turbinelor Kaplan de la Tg. Mureş, proiectate de noi în locul vechilor turbine Francis distruse de bombardament.

Turbinele Kaplan sînt cele mai potrivite pentru debite mari şi sarcini hidraulice mici. Ele prezintă avantajul faţă de turbinele Francis, că se pretează foarte bine din punct de vedere energetic la variaţii mari de debit fără ca randamentul să scadă sub limite acceptabile.

Soluţia adoptată cu o turbină cu palete fixe care funcţionează ca turbină de bază şi două turbine cu palete mobile cari preiau variaţiile de încărcare este motivată prin faptul că debitul de mers în gol la turbinele Kaplan cu palete fixe este de 30—40 %, la cele cu palete mobile 8—12 % din debitul normal.

Cele două turbine cu palete mobile se vor adapta condiţiunilor hidrografice ale Mureşului, centrala hidroelectrică fiind pe firul apei, fără acumulare.

La baza calculului turbinelor Kaplan stau 4 metode diferite:

a) *Metoda portanţei*, care prezintă neajunsul că utilizează la calculul maşinilor hidraulice axiale caracteristicile profilelor încercate izolat, fără a ţine cont de interacţiunea dintre profile. Unii autori introduc un factor de corecţie care nu ţine cont de toate aspectele fenomenului. Importanţa ei constă în faptul că este prima metodă de calcul a maşinilor hidraulice axiale şi este extrem de simplă.

b) *Metoda elaborată de Uzinele Metalurgice Stalin din Leningrad*, cunoscută în literatură sub denumirea de metoda ecuaţiilor integrale. Ea se bazează pe determinarea prin metoda aproximaţiilor succesive a curentului

care trece prin reţeaua formată din arce curbilinii, rezolvînd un sistem de ecuaţii integrale. In calcule acţiunea arcelor asupra curentului se înlocuieşte prin acţiunea turbionilor, repartizaţi după o lege determinată anterior pe lungimea arcului. Deoarece la această metodă după determinarea prin calcul a scheletului reţelei respectiv a profilului se îmbracă acest schelet cu un profil oarecare se modifică caracteristicile curentului.

c) *Metoda reprezentării conforme ne conduce* pe altă cale la determinarea reţelei compusă din arce de cerc cari de asemenea sînt îmbrăcate în arce de cerc într-un profil de grosime finită.

d) *Metoda determinării reţelelor de profile de grosime finită*, este în curs de experimentare şi în acelaşi timp de simplificare deoarece la ora actuală este legată de efectuarea unor calcule dificile şi laborioase.

Este interesant de remarcat în acest scop studiul efectuat de Prof. Kviatcovschi asupra concordanţei dintre datele de proiectare şi rezultatele experimentale ale unui şir de 10 rotori proiectaţi pentru caracteristici identice cu diferite metode [5].

De aici se vede că deşi turbina Kaplan s-a impus din ce în ce mai mult în ultimii ani, totuşi datorită fenomenelor hidraulice complexe cari au loc la scurgerea apei prin ea precum şi datorită lipsei de interpretare matematică justă a acestor fenomene, pentru fiecare turbină se impune realizarea unei machete cel puţin, încercarea ei în laborator şi stabilirea caracteristicilor de funcţionare ale turbinei.

Turbinele de la Tg. Mureş au fost proiectate cu metoda portanţei şi au următoarele mărimi principale:

H = 4,85 m
Q_{max} = 14 m/sec
Ni = 750 C. P.
η_i = 82,5%
n_i = 200 rot/min
D_i = 1980 mm
d = 830 mm
B = 890 mm.

Utilizînd similitudinea hidraulică s-au obţinut elementele principale ale machetei precum şi paleta:

H_m = 4,6 m
Q_{max} = 253 l/sec
N_m = 12,83 C. P.
η_m = 82,5%
n_m = 1430 rot/min
D_m = 270 mm
d_m = 113 mm
b = 95 mm impusă de statorul existent în laborator.

Raportul de similitudine fiind $\lambda = \frac{D_i}{D_m} = 7{,}34$.

Rotorul machetei fig. 1 s-a executat astfel încît să se poată varia manual unghiul de aşezare al paletelor.

Incercarea machetei s-a efectuat în standul turbinelor de joasă presiune în camera deschisă.

Elementele cari influenţează randamentul turbinei şi care trebuiesc determinate cu ocazia încercărilor sînt:

a) Sarcina H m

b) Debitul Q m³/sec

c) Turaţia n rot/min

d) Puterea efectivă N_{ef} C. P.

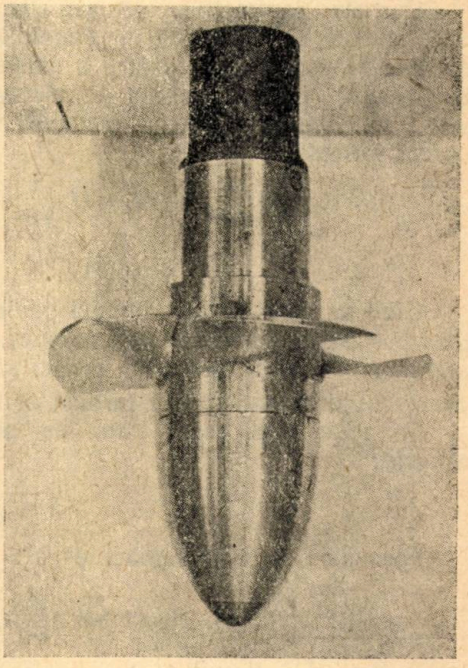


Fig. 1

Toate aceste elemente se măsoară pentru diferite deschideri ale statorului (α) şi pentru diferite înclinări ale paletelor rotorului (β) variind turaţia prin modificarea încărcării turbinei de la zero pînă la ambalare.

Domeniul îmbrăţişat de încercări trebuie să fie cît mai mare; sînt necesare puncte începînd de la turbina complet frînată pînă la ambalare, pentru cît mai multe deschideri procentuale ale paletelor statorului şi înclinări ale palelor rotorului.

La ridicarea punctelor se întocmesc foi de observaţie în care se trec: deschiderea procentuală a statorului α, β poziţia rotorului, apoi în coloanele respective turaţia, cetirea frînei şi puterea efectivă N, sarcina H. Cetirea sarcinei deversante şi debitul, precum şi erorile relative procentuale implicate acestor mărimi.

Aceste date sînt sistematizate pentru fiecare serie de puncte într-un tablou de rezultate care pe lîngă cele de mai sus cuprinde n, Q, H, N_{ef} şi puterea teoretică N_{teoret}, randamentul şi turaţia specifică cu expresiile respective:

$$N_{teor} = \frac{\gamma QH}{75}; \quad \eta = \frac{N_{ef}}{N_{teor}}; \quad n_s = \frac{n \cdot \sqrt{N}}{H^{5/4}}.$$

Cînd turbina este cuplată cu un receptor ce porneşte în sarcina avînd un cuplu de demarare egal sau mai mare decît cuplul la turaţia normală, între coloanele tabloului se adaogă şi cuplul C.

In cazul alternatoarelor această coloană nu interesează deoarece grupul se încarcă numai după punerea în paralel.

In baza tabloului de valori se trasează curbele parametrice:

$$Q(n);\quad C(n);\quad N(n);\quad \eta(n);\quad n_s(n).$$

Parametrii sînt: α deschiderea şi β poziţia rotorului.

Curbele parametrice propriu-zise ale machetei interesează însă numai cînd studiul se limitează în condiţiile de funcţionare ale machetei. Dacă macheta se construieşte pentru a studia turbina industrială proiectată, curbele se trasează pentru turbina asemenea machetei funcţionînd sub sarcina $H_1 = 1$ m. Transformările se fac după legile de similitudine folosindu-se următoarele formule:

$$n_1 = n \cdot \frac{1}{\sqrt{H}};\quad Q_1 = Q\,\frac{1}{\sqrt{H}};\quad N_1 = N\,\frac{1}{H^{3/2}};\quad C_1 = C\,\frac{1}{H}$$

$$\eta_1 = \eta;\quad n_{s_1} = n_s.$$

Cînd se cere studiul întregei game de turbine asemenea machetei încercate se trasează curbele caracteristice universale ale turbinei ce lucrează în sarcina $H = 1$ m şi diametrul primei secţiuni a tubului de aspiraţie $D_e = 1$ m, această turbină numindu-se turbina etalon.

In acest caz coeficientul de similitudine va fi egal cu următoarea expresie:

$$\lambda = \frac{1}{D_m}.$$

Formulele de transformare devin:

$$n_{11} = \frac{n}{\lambda} \cdot \frac{1}{\sqrt{H}};\quad Q_{11} = Q\lambda^2 \cdot \frac{1}{\sqrt{H}};\quad C_{11} = \frac{C}{H}\lambda^3;\quad N_{11} = N\lambda^2\,\frac{1}{H^{3/2}}$$

$$\eta_{11} = \eta;\quad n_{s_{11}} = n_s.$$

Macheta turbinelor de la Tg. Mureş s-a montat în standul pentru încercarea turbinelor de joasă presiune în camera deschisă din Laboratorul de Maşini Hidraulice de la Institutul Politehnic din Timişoara.

In timpul încercărilor preliminare, s-au observat oscilaţii şi vibraţii nepermise şi în acelaşi timp o şea caracteristică la curbele de putere, fig. 2.

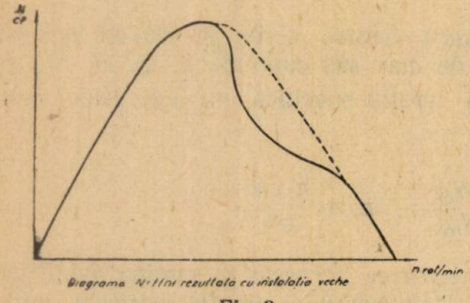


Diagrama N=f(n) rezultata cu instalatia veche

Fig 2.

In urma unui studiu teoretic şi experimental s-a ajuns la concluzia că turaţia de regim a machetei de $n = 1430$ rot/min., determinată pe alte considerente, se află în zona turaţiei critice.

De asemenea s-a observat o mare nestabilitate la frîna Prony la turaţii mai mari de $n = 800$ rot/min.

Aceste observaţii au condus la perfecţionarea standului şi adaptarea lui la încercarea turbinelor de turaţii mari. In acest scop s-a construit un nou arbore în prealabil calculat din punct de vedere al oscilaţiilor şi s-a montat o frînă hidraulică tip Junkers Dk_4.

Încercările au fost efectuate pentru 4 poziţii diferite ale paletelor rotorului şi 6 poziţii ale statorului. Unghiurile de aşezare ale paletelor rotorului pentru profilul mijlociu şi cel de la periferie au fost:

	Mijlociu:		Periferic:
1.	$\beta_0 = 18°25'$	normală	$\beta_0 = 10°25'$
2.	$\beta_{+1} = 15°$	$Q < Q$	$\beta_{+1} = 7°$
3.	$\beta_{+2} = 12°$	$Q < Q$	$\beta_{+2} = 4°$
4.	$\beta_{-1} = 24°$	$Q > Q$	$\beta_{max} = 16°$.

Iar deschiderile statorului au fost:

$\alpha_1 = {}^{3}/_{10} = 16°$

$\alpha_2 = {}^{4,5}/_{10} = 18°30'$

$\alpha_3 = {}^{6}/_{10} = 22°30'$

$\alpha_4 = {}^{7}/_{10} = 26°30'$

$\alpha_5 = {}^{8,25}/_{10} = 33°$ poziţia normală

$\alpha_6 = {}^{9}/_{10} = 38°$.

Trebuie să menţionăm de la început că macheta nu s-a încercat în condiţii de similitudine perfectă din cauza standului din laborator. Pentru a pune în evidenţă acest lucru dăm mai jos caracteristicile fundamentale ale turbinei originale şi ale standului fig. 3.

Industrială	Macheta (stand).
1. Turbina Kaplan.	1. Turbina Kaplan.
2. Vertical.	2. Orizontal.
3. Camera în spirală din beton căptuşită cu tablă.	3. Camera deschisă din beton.
4. Tub de aspiraţie hidrocon studiat special.	4. Tub de aspiraţie tronconic.
5. Apa intră direct din turbină în tubul de aspiraţie.	5. Apa din turbină trece printr-un cot care dirijează curentul de la direcţia orizontală la cea verticală.
6. Tubul de aspiraţie considerat are $\eta_d = 90\,\%$.	6. Tubul de aspiraţie fără cot are $\eta_d = 50\,\% - 60\,\%$, cu cot $\eta_d = 45\,\% - 50\,\%$. Din cauză că tubul are în prima secţiune a tubului de aspiraţie un rînd de nituri relativ mari cari creează o pierdere suplimentară se poate considera $\eta_d = 40\,\% - 50\,\%$.
7. Sarcina de aspiraţie $h_s = 0{,}80$ m.	7. Sarcina de aspiraţie $h_s = 1{,}85$ m.
8. Lăţimea statorului $B = 890$ mm	8. Lăţimea statorului $B_m = 95$ mm.

$$\frac{B}{B_m} \neq \lambda.$$

9. Numărul paletelor statorului $z_s = 20$.
10. Impingerea axială preluată de un lagăr de cap în baie de ulei.

9. Numărul paletelor statorului $z_s = 10$.
10. Impimgerea axială preluată de lagăre cu inele ceea ce face ca randamentul mecanic să fie mic. Micşorarea randamentului mecanic al machetei apare şi datorită faptului că turaţia $n_m = 1430$ rot/min, este mult mai mare ca $n = 200$ rot/min

$$\frac{n_m}{n} = \frac{1430}{200} = 7{,}15.$$

De aici se poate observa că între condiţiile de încercare ale modelului şi cele de funcţionare ale turbinei mari sînt mari diferenţe, cu alte cuvinte nu apare o similitudine perfectă. Din această cauză la determinarea caracteristicilor turbinei mari cu relaţiile:

$$\frac{n}{n_m} = \frac{D_m}{D_1}\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{H_m}}$$

$$\frac{Q}{Q_m} = \frac{D_1^2}{D_m^2}\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{H_m}} \qquad (3)$$

$$\frac{N}{N_m} = \frac{D_1^2}{D_m^2}\frac{H\sqrt{H}}{H_m\sqrt{H_m}}$$

vor trebui introduse unele corecţii în funcţie de datele mai noi aflate în literatură în acest sens, (Morozov, p. 20) [3].

Considerînd similitudine perfectă am determinat caracteristicile universale pentru rotorul machetă cu $D_1 = 270$ mm $= D_m H = 1$ m cu relaţiile:

$$Q_1 = \frac{Q_m}{\sqrt{H_m}}$$

$$n_1 = \frac{n_m}{\sqrt{H_m}} \qquad (4)$$

$$N_1 = \frac{N_m}{H_m\sqrt{H_m}}$$

$$n_1 = n_m.$$

Curbele trasate pentru rotorul machetă cu $H = 1$ servesc şi pentru rotorul prototip dacă se ţine cont de relaţiile:

$$Q_{11} = Q_1 \cdot \frac{1}{(D_m)^2} = \frac{Q_1}{(0{,}270)^2} \qquad Q_{11} = 13{,}7\, Q_1$$

$$n_{11} = n_1 \cdot D_m = n_1 \cdot 0{,}270 \qquad n_{11} = 0{,}27 n_1$$

$$N_{11} = N_1 \frac{1}{(D_m)^2} = \frac{N_1}{(0{,}270)^2} \qquad N_{11} = 13{,}7\, N_1.$$

CENTRALA HIDROELECTRICĂ
2250 CP.

3 Turbine Kaplan

$Q = 14\ m^3/sec.$ $H = 4{,}85\ m.$ $n = 200/750\ rot/min.$

$N = 750$ CP.

1950 - 1954

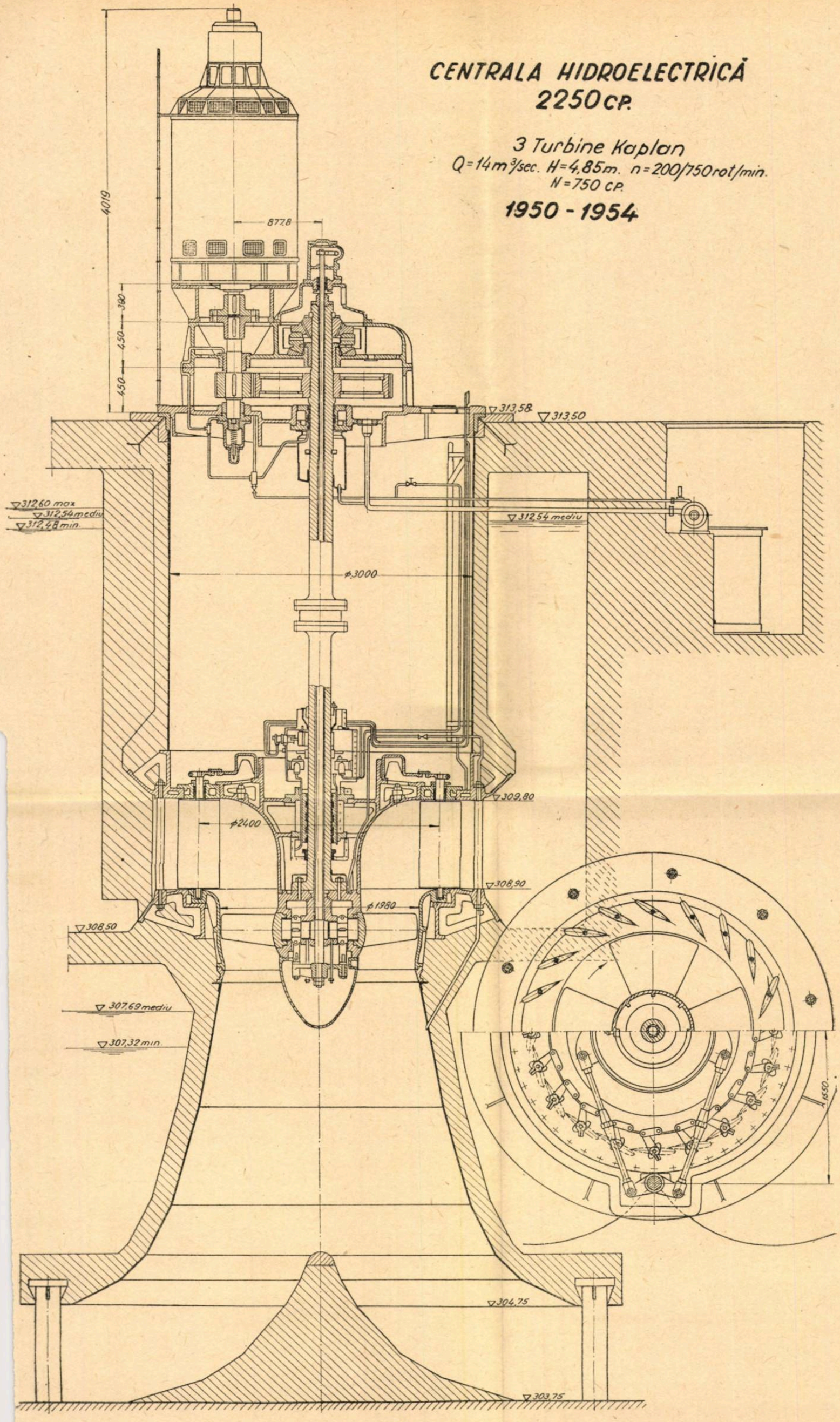


Fig. 3.

In cazul că nu există o similitudine perfectă se impune recalcularea valorilor punctului de funcţionare şi punctul optim cu relaţiile:

$$\frac{n}{n_m}=\frac{D_m}{D_i}\cdot\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{H_m}}\sqrt{\frac{\eta_i}{\eta_m}};\qquad \frac{Q}{Q_m}=\frac{D_i^2}{D_m^2}\cdot\frac{\sqrt{H}}{\sqrt{H_m}}\cdot\sqrt{\frac{\eta}{\eta_m}}$$

$$\frac{N}{N_m}=\frac{D_i^2}{D_m^2}\cdot\frac{H\sqrt{H}}{H_m\sqrt{H_m}}\cdot\frac{\eta_i\sqrt{\eta_i}}{\eta_m\sqrt{\eta_m}}\cdot \tag{5}$$

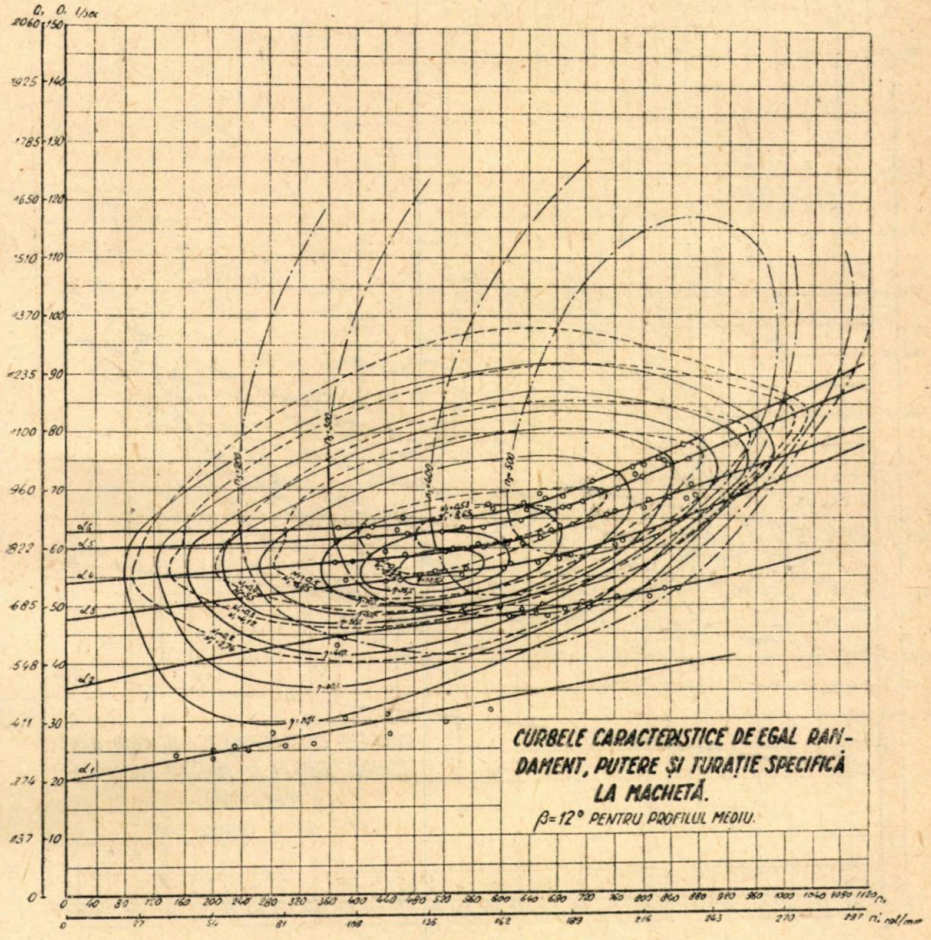


Fig. 4

Randamentul turbinei mari în cazul unei similitudini favorabile se calculează cu relaţia:

$$(1-\eta)=(1-\eta_m)\sqrt[4]{\frac{D_m}{D_1}}\cdot\sqrt[10]{\frac{H_m}{H}}$$

în cazul nostru $\frac{H_m}{H} = 0{,}95$ s-a considerat:

$$(1-\eta) = (1-\eta_m)\sqrt[4]{\frac{D_m}{D_1}}. \tag{6}$$

Cu această relaţie au rezultat randamentele turbinei mari cari au fost trecute în diagrama universală a turbinei Kaplan cu palete fixe şi a diagramei cu palete mobile.

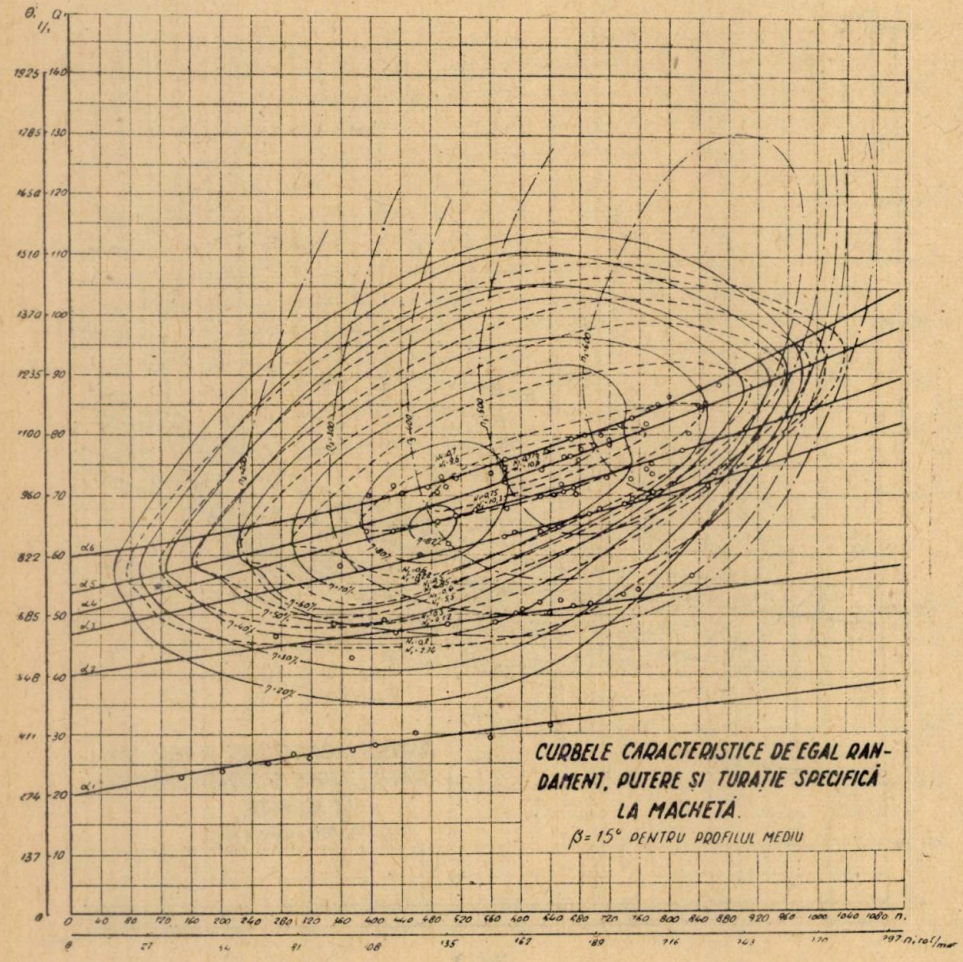


Fig. 5

Dacă ţinem cont de relaţiile (5) turaţia n şi debitul Q al turbinei, calculate din formulele de similitudine trebuie să fie corectate prin înmulţirea cu $\sqrt{\frac{\eta_1}{\eta_{1m}}}$. Este mai uşor să se introducă corecţiile necesare în caracteristica

universală, înmulțind valorile n_{11} și Q_{11} cu $\sqrt{\frac{\eta_i}{\eta_{im}}}$ și să se calculeze n și Q cu $n = n_{11} \frac{\sqrt{H}}{D_1}$ $Q = Q_{11} D_1 \cdot \sqrt{H}$, ceea ce presupune o schimbare a scărilor axelor caracteristicii pe care se pun n_{11} și Q_{11}.

Practic se face doar deplasarea liniilor de egal randament în sensul majorării lui n_{11} și Q_{11} cu Δn_{11} și $\Delta Q n_{11}$ nemodificîndu-se scările axelor. Valorile deplasărilor se determină pentru punctele regimului optim:

$$\Delta n_{11} = n_{11}\left(\sqrt{\frac{\eta_i}{\eta_{im}}} - 1\right); \quad \Delta Q_{11} = Q_{11}\left(\sqrt{\frac{\eta_i}{\eta_{im}}} - 1\right).$$

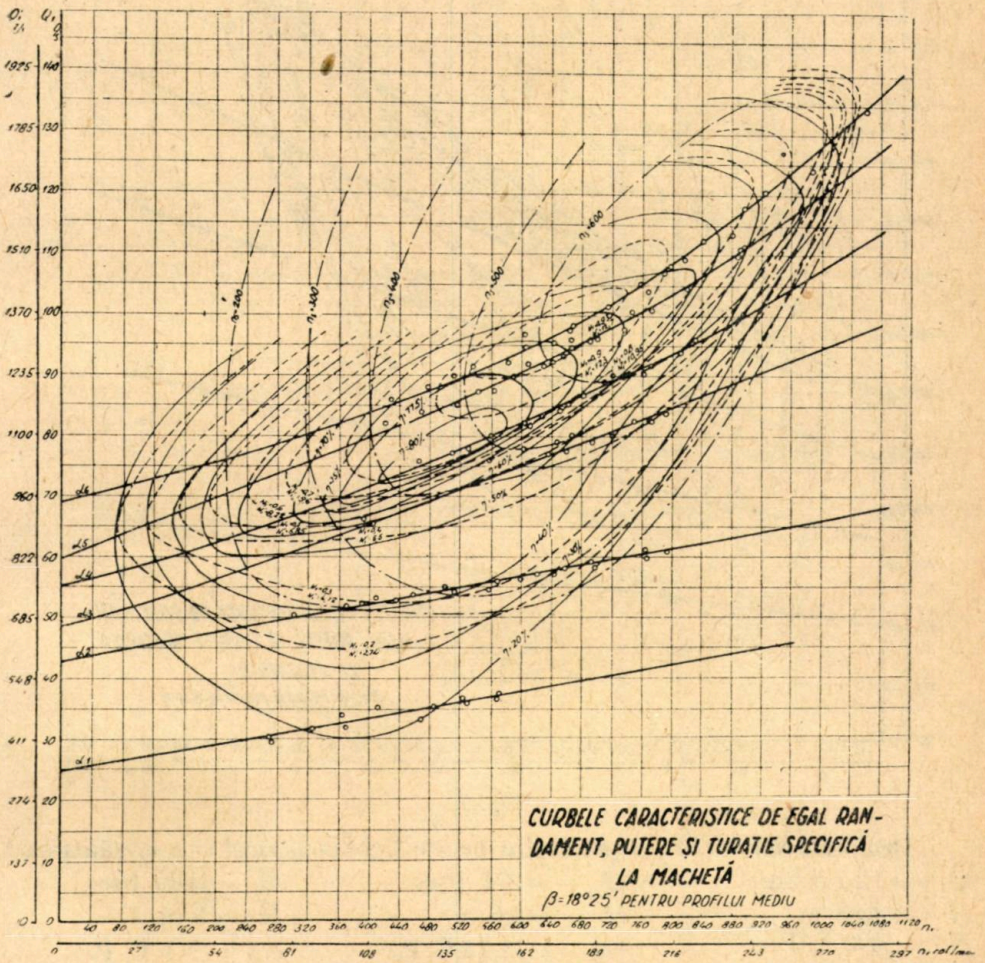


Fig. 6

Curbele universale ale turbinei mari n-au fost determinate aplicînd corecția, deci folosind relațiile (5), deoarece pentru regimuri de funcționare variabile ale turbinei nu avem date precise în literatură cu mărimea corecției, decît numai în cazuri particulare (Morozov, p. 19—21) [3].

In lumina acestor principii vom analiza rezultatele obţinute şi vom stabili concluziile generale, în legătură cu funcţionarea turbinei, din curbele rezultate prin încercări pentru rotorul tip $D=1$ m, $H=1$ m şi turbina originală fig. 4—11.

Rotorul turbinei mari şi al machetei au fost proiectate pentru $Q_n = 7/8\ Q_{max}$.

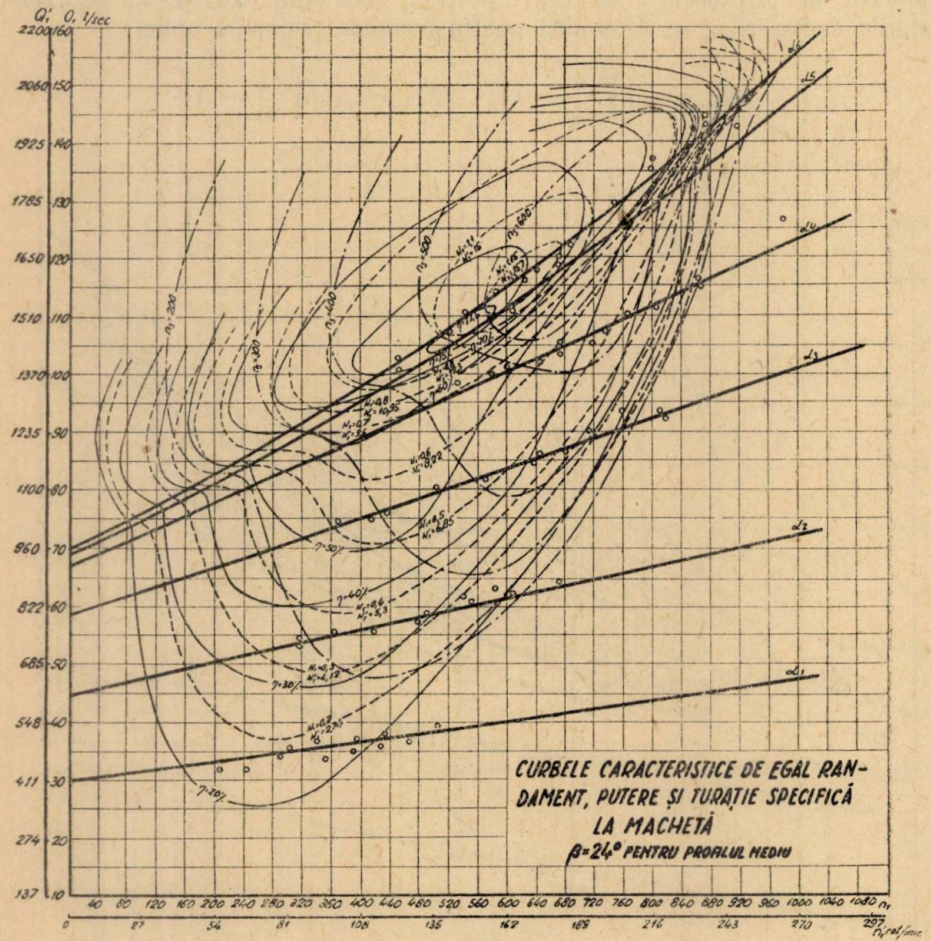


Fig. 7

Deci caracteristicile de proiectare pentru debitul normal sînt următoarele:

$Q_n = 12{,}2$ m³/sec	$Q_m = 221$ l/sec	$Q_{11} = 1400$ l/sec
$H = 4{,}85$ m	$H_m = 4{,}6$ m	$H = 1$ m
$N = 690$ C. P.	$N_m = 11{,}25$ C. P.	$N_{11} = 15{,}7$ C. P.
$n = 200$ rot/min	$n_m = 1430$ rot/min	$n_{11} = 180$ rot/min
$\eta = 87\%$	$\eta_m = 87\%$	$\eta_{11} = 87\%$
$n_s = 730$	$n_s = 730$	$n_s = 730$.
$Q_{max} = 14$ m³/sec	$Q_{mmax} = 253$ l/sec	

Pe de altă parte pentru turbine cu palete fixe, datele punctului de funcţionare realizat pentru turaţia de funcţionare şi condiţiile de proiectare $\alpha = 33°$; $\beta_{max} = 10°25'$ în ipoteza calculului şi trasării curbelor universale fără să ţină cont de corecţiile necesare conform relaţiilor (5) şi fără să se introducă corecţiile cari survin din cauza diferitelor elemente neasemenea, fig. 6 şi 10.

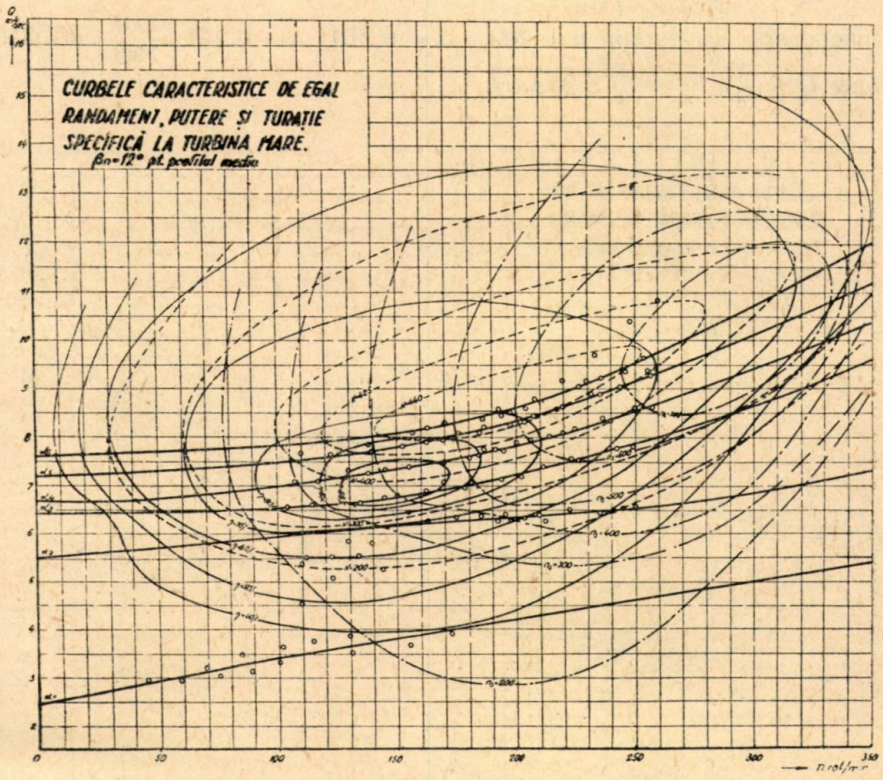


Fig. 8

$Q_m = 230$ l/sec
$H_m = 4{,}6$ m
$N_m = 9{,}1$ C. P.
$n_m = 1430$ rot/min
$\eta_m = 74\%$
$n_s = 680$

$Q_{11} = 1300$
$H = 1$ m
$N_{11} = 12{,}85$ C. P.
$n_{11} = 180$ rot/min
$\eta_{11} = 74\%$
$n_s = 680$

$Q^* = 11{,}75$ m³/sec
$H^* = 4{,}85$ m
$N^* = 640$ C. P.
$n^* = 200$ rot/min
$\eta^* = 84\%$
$n_s^* = 680$.

Introducînd corecţiile (5) avem:

$Q = 12{,}4$ m³/sec
$H = 4{,}85$ m.
$N = 689$ C. P.
$n = 200$ rot/min
$\eta = 88\%$
$n_s = 680$.

De remarcat că $\eta = \eta^* + \Delta\eta$.

$\Delta\eta$ este corecţia care trebuie introdusă din cauza tubului de aspiraţie. Dacă remarcăm că $V_e = \sqrt{2g\Delta H}$ unde V_e este viteza de la ieşire din turbină şi de la intrare în prima secţiune a tubului de aspiraţie $\Delta = 0{,}245$ pentru $Q = 7{,}8\ Q_m$ deci pentru debitul de proiectare în cazul nostru pentru datele de funcţionare la turaţia $n = 200$, $\Delta = 0{,}210$, $\Delta = 0{,}245 \left(\frac{1300}{1400}\right)^2 = 0{,}2100$ deoarece $Q = \frac{\pi D^2}{4} V_e = \frac{\pi D^2}{4} \sqrt{2g\Delta \cdot H}$.

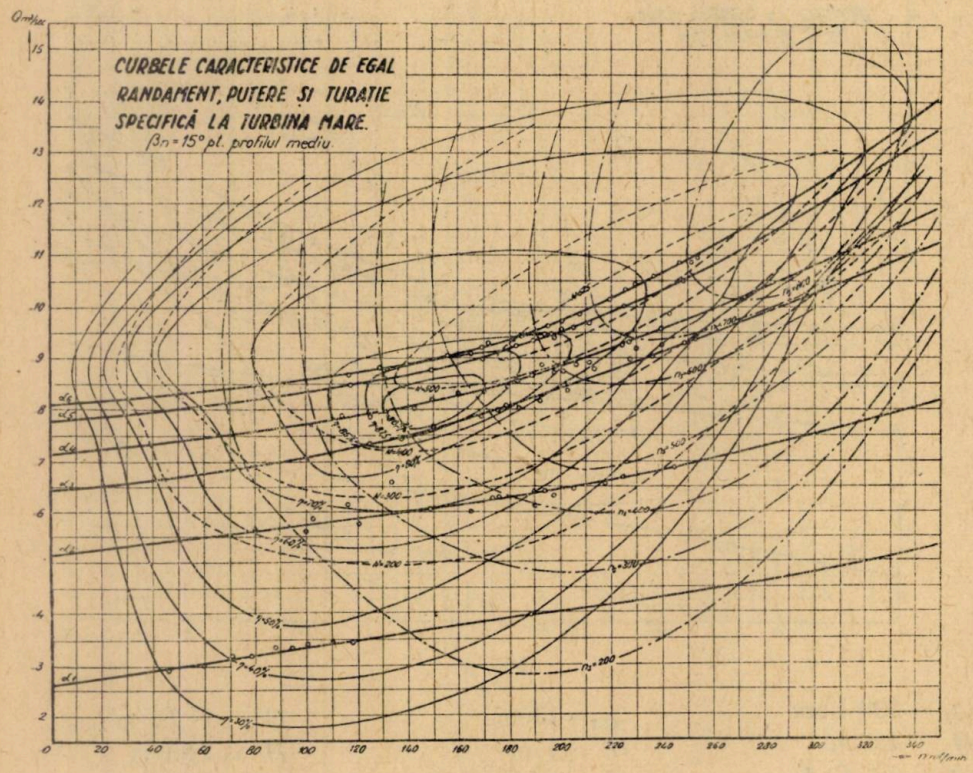


Fig. 9

Pierderile în tubul de aspiraţie:

$$\frac{\sum hp}{H} = t_5 + t_6 = (1 - \eta_d)\,\Delta \qquad [B_1].$$

Dacă admitem că $\eta_d = 0{,}50$ $[B_2]$

$$t_5 + t_6 = (1 - 0{,}6) \cdot 0{,}2 = 8\%.$$

Aceste pierderi au fost evaluate la proiectare $t_5 + t_6 = 4\%$ înseamnă că întroducînd un $\Delta\eta = 4\%$ care corectează nesimilitudinea $\eta = \eta^* + \Delta\eta = 84 + 4 = 88\%$.

In concluzie la turbina cu palete fixe punctul de funcţionare la turaţia

$n=200$ corespunde datelor de proiectare cu singura diferenţă că $\eta=88\%$ faţă de 87% care a fost admis la proiectare.

Urmînd aceeaşi linie să vedem cari sînt caracteristicile turbinei la randamentul maxim de funcţionare:

$Q^*=9{,}80$ m³/sec	$Q_{11}=1100$ m³/sec	$Q=10{,}4$ m³/sec
$H^*=4{,}85$ m	$H=1$ m	$N=4{,}85$ m
$N^*=550$ C. P.	$N_{11}=0{,}96$ C. P.	$N=590$ C. P.
$n^*=150$ rot/min	$n_{11}=138$ rot/min	$n=160$ rot/min
$\eta^*=90\%$	$\eta_{11}=80\%$	$\eta=91{,}8\%$
$n_s^*=480$	$n_{s_{11}}=480$	$n_s=480.$

Dacă $\Delta=0{,}245\left(\frac{1100}{1400}\right)^2=0{,}148.$

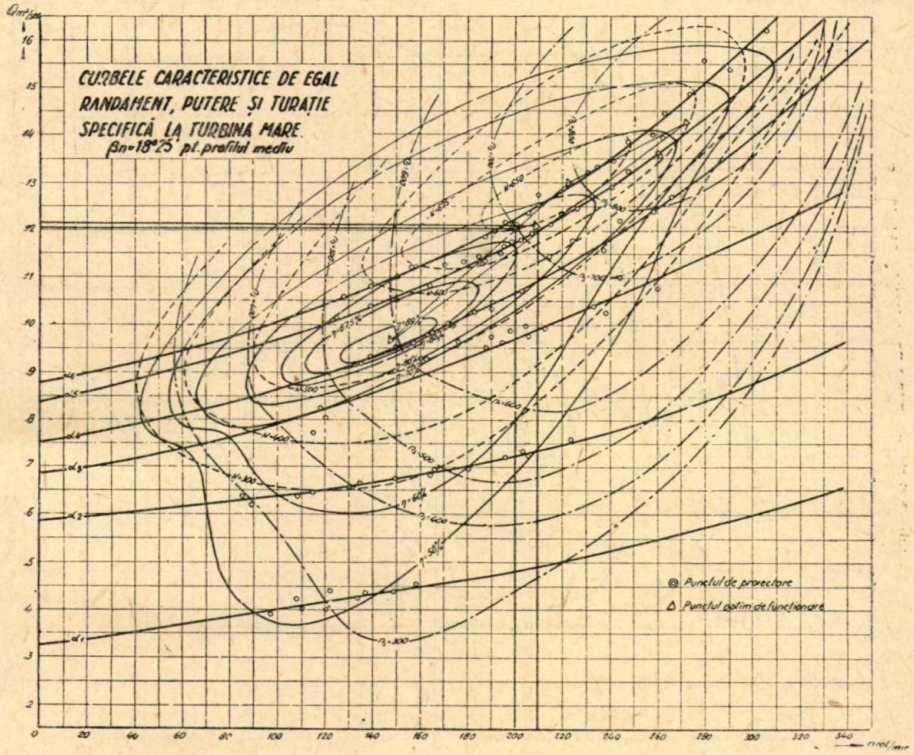


Fig. 10

Considerînd că $\eta_d=0{,}6$; $t_5+t_6=(1-\eta_d)\Delta=0{,}4\times0{,}148=5{,}8\%$. Deci $\Delta\eta=1{,}8$; $\eta=\eta^*+\Delta\eta=90+1{,}8=91{,}8\%$, randamentul optim al turbinei mari.

De observat faptul că turbina cu palete fixe corespunde randamentului garantat şi realizează datele de proiectare chiar fără a ţine cont de corecţiile amintite.

Unghiul de aşezare β al paletelor pentru care turbina realizează datele de proiectare este mai mare ca cel teoretic cu 3°. La încercările efectuate de Kviatcovschi aceste diferenţe variază între 1,7°÷4,3°.

Punctul de proiectare este foarte apropiat de centrul de greutate a triunghiului *ABC* ale cărui vîrfuri sînt determinate de centrele elipselor curbelor de egal randament, de egală turaţie specifică şi egală putere efectivă.

Punctul corespunzător datelor de proiectare este diferit de punctul optim realizat obţinut prin încercări, aceste diferenţe apar din rapoartele:

$$\frac{Q_t}{Q_{optim}} = \frac{12{,}2}{9{,}8} = 1{,}25; \qquad \frac{n_t}{n_{optim}} = \frac{200}{150} = 1{,}33; \qquad \frac{\eta_{it}}{\eta_{optim}} = \frac{87}{90} = 0{,}97.$$

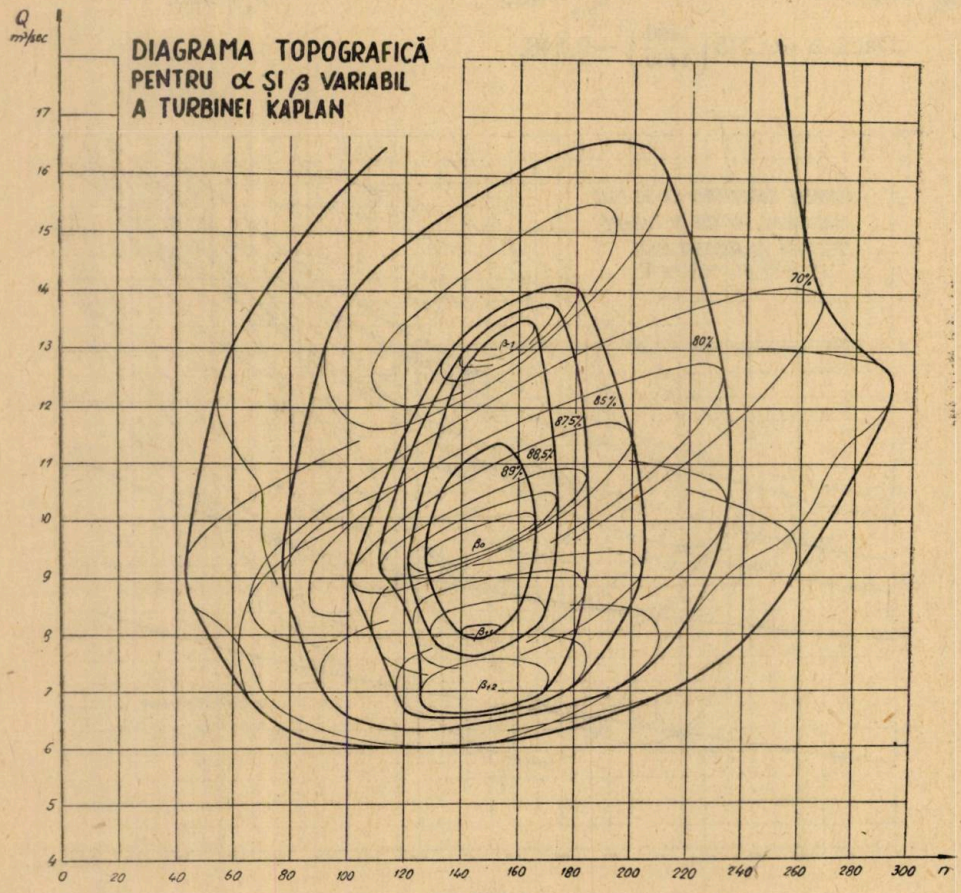


Fig. 11

Pentru a vedea aceste rezultate comparativ cu altele vom reda în acest scop rezultatele obţinute de Kviatcovschi.

$$\frac{Q_t}{Q_{optim}} = 1{,}36-1{,}6; \qquad \frac{n_t}{n_{optim}} = 1{,}2-1{,}4; \qquad \frac{\eta_{it}}{\eta_{ioptim}} = 0{,}86-0{,}97.$$

Dacă se introduc corecțiile amintite, necesare atunci cînd nu avem o similitudine perfectă între standul în care se încearcă macheta și turbina mare, avem:

$$\frac{Q_t}{Q_{optim}} = \frac{12{,}2}{10{,}4} = 1{,}05\,; \quad \frac{n_t}{n_{optim}} = \frac{200}{160} = 1{,}25\,; \quad \frac{\eta_{it}}{\eta_{optim}} = \frac{87}{91{,}8} = 0{,}96.$$

Analizînd comportarea turbinei cu palete reglabile ale rotorului, plecînd de la curba de garanție $\eta_{optim} = f(Q)$ și $\eta_{optim} = f(N)$ fără a introduce corecțiile necesare obținem următoarele:

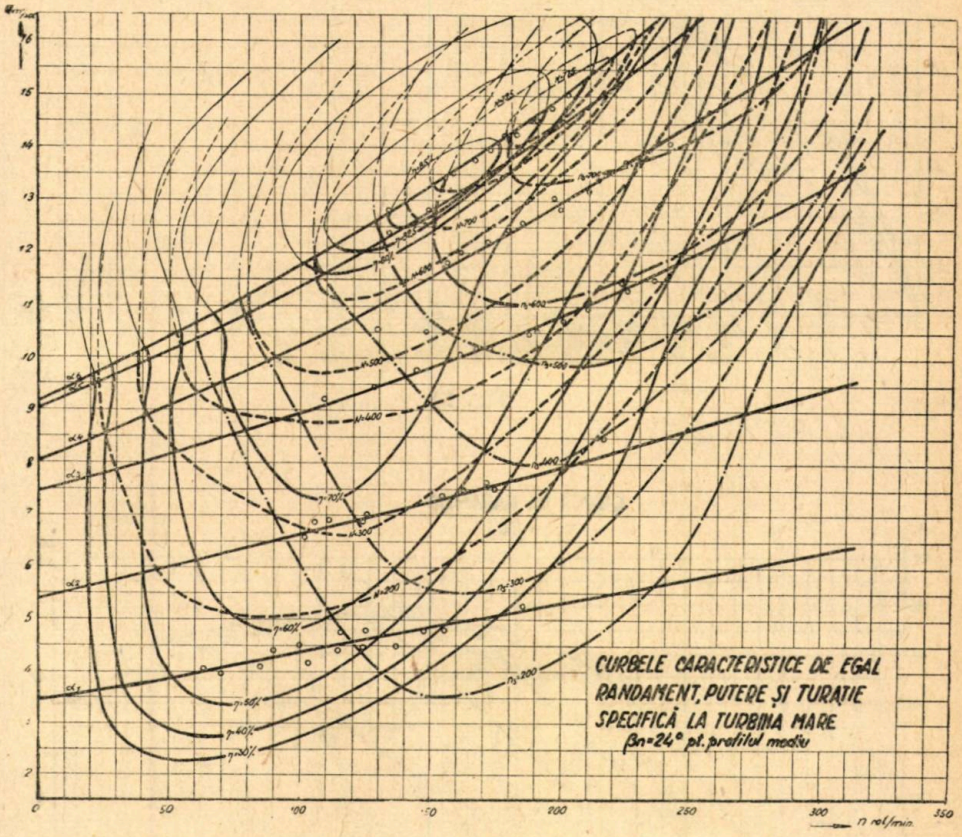


Fig. 12

a) Turbina se comportă bine la variații mari de debit și anume, la o variație a debitului de la 6,5 m^3/sec — 16,5 m^3/sec, randamentul menținîndu-se peste 80% tot timpul.

b) Turbina se comportă bine la variații mari de putere și anume intervalul de variație a puterii N = 375 C. P. — 875 C. P.; $\eta_i > 80\%$; precizăm că fără a introduce corecțiile necesare. Introducînd corecțiile comportarea turbinei este mai favorabilă deoarece diferitele părți ale turbinei mari sînt mai corespunzătoare ca ale machetei.

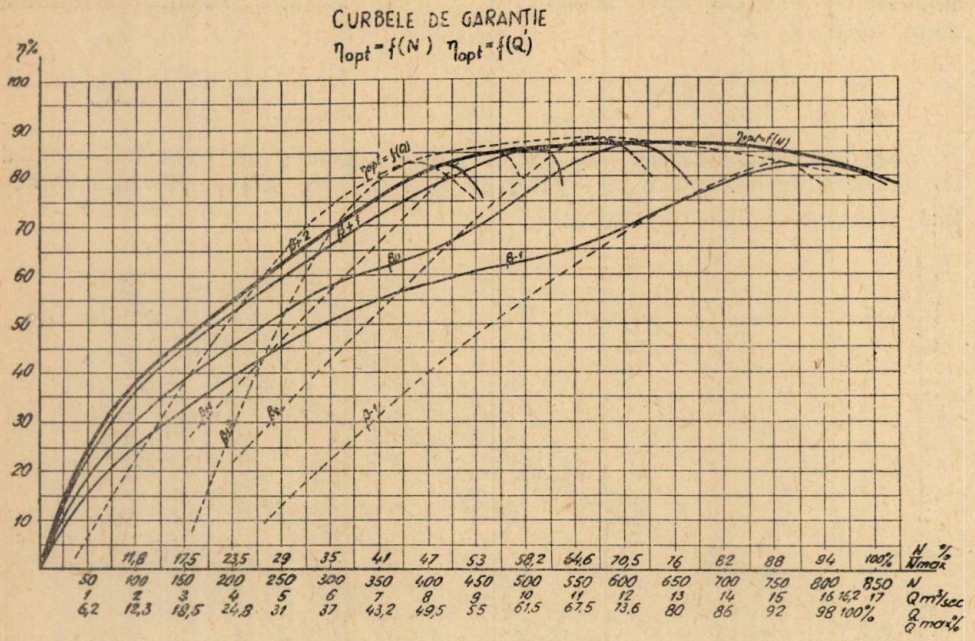

CURBELE DE GARANȚIE
$\eta_{opt} = f(N)$ $\eta_{opt} = f(Q)$
η%
$\eta_{opt}=f(N)$
$\eta_{opt}=f(Q)$
N %
Nmax
N
Q m³/sec
Q/Qmax%

Fig. 13

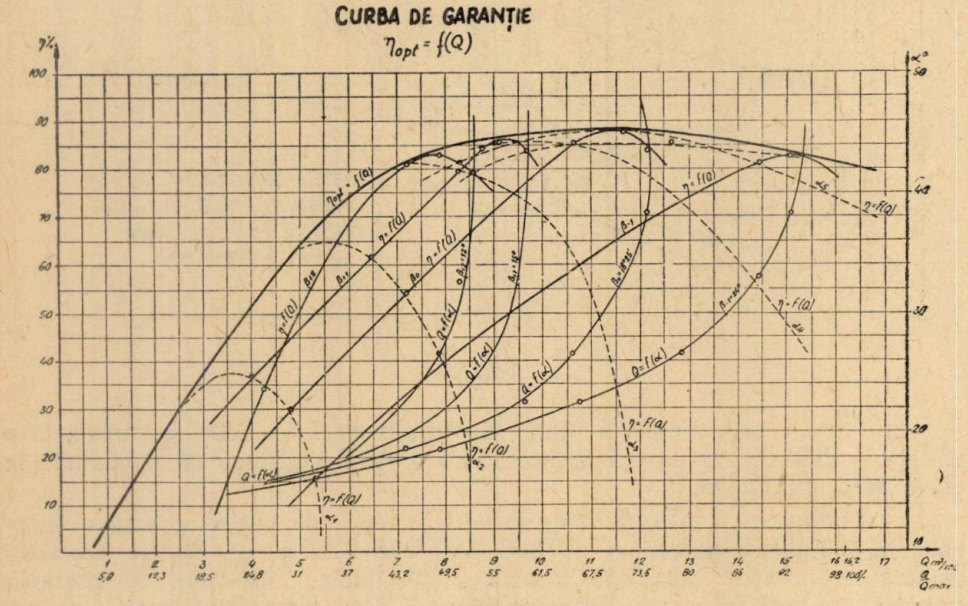

CURBA DE GARANȚIE
$\eta_{opt} = f(Q)$
η%
$\eta_{opt}=f(Q)$
η=f(Q)
Q=f(α)
Q m³/sec
Q/Qmax

Fig. 14

c) Din diagrama topografică a randamentului fig. 12 $\eta_{optim}(n)$ se remarcă comportarea favorabilă a turbinei cu palete variabile. De asemenea se remarcă faptul deosebit de important că randamentul optim-optimorum corespunde, în cazul unei centrale asemenea cu staţiunea din laborator, unei turaţii mai mici ca $n=200$. Deoarece turbina mare este montată în condiţiuni diferite şi mult mai avantajoase din punct de vedere al pierderilor hidraulice ca şi macheta este justificată alegerea pentru turbina mare $n=200$ rot/min.

d) Rezultatele obţinute în laborator corespund mărimilor admise la proiectare şi cele obţinute în exploatare prin măsurarea curbei de garanţie la turbina mare în centrală.

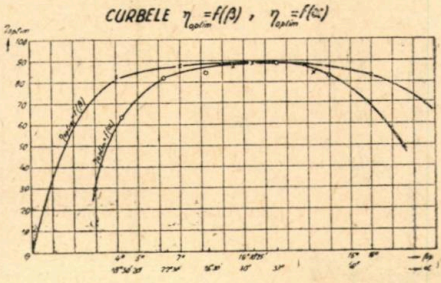


Fig. 15

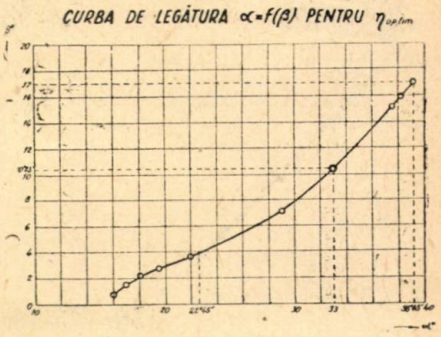


Fig. 16

e) In timpul funcţionării machetei n-au fost semnalate efecte cari ar indica apariţia fenomenului de cavitaţie.

f) Menţionăm că nici la funcţionarea turbinei mari în centrală n-au fost observate efecte cari să indice cavitaţie. Sarcina de aspiraţie este mai mică decît la machetă.

Cama de legătură între rotor şi stator

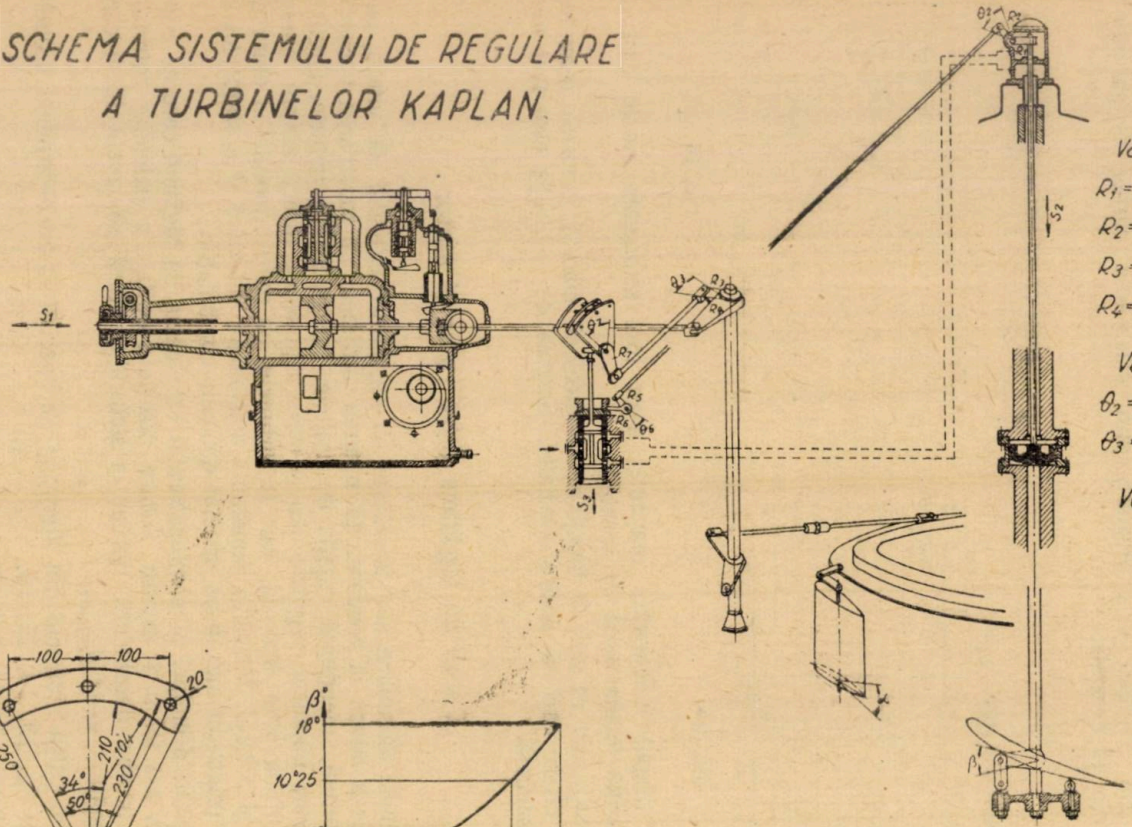
Turbinele hidraulice sînt prevăzute cu regulatori automaţi de viteză, cari au rolul de a aduce în concordanţă puterea turbinei, cu încărcarea variabilă a generatorului, menţinînd turaţia în limitele neregularităţii impuse. Organul care primeşte impulsul regulatorului şi care acţionează direct asupra puterii date de turbină este statorul, iar la turbinele cu palete mobile în afară de aceasta e şi rotorul. Mişcarea simultană a paletelor rotorului şi a statorului se realizează printr-un mecanism special denumit combinator.

Elementul principal al combinatorului este cama de legătură care se construieşte în aşa fel încît pentru fiecare poziţie β optimă a paletelor rotorului să avem poziţia deschiderii optime a statorului adică să avem în fiecare moment legătura $\alpha=f(\beta_{optim})$,

Urmînd calea indirectă din literatura de specialitate am determinat curbele $\alpha=f(\beta_{optim})$ fig. 13, 14, 15, 16.

Ţinînd cont de pîrghiile de legătură dintre cama şi regulatorul statorului respectiv, servomotorul rotorului, se obţine profilul camei din fig. 17. Trebuie

SCHEMA SISTEMULUI DE REGULARE A TURBINELOR KAPLAN



Valorile pîrghiilor

$R_1 = 154$ $R_5 = 177$

$R_2 = 120$ $R_6 = 80$

$R_3 = 281$ $R_7 = 177$

$R_4 = 428$

Valorile unghiurilor

$\theta_2 = 23°30'$ $\theta_5 = 16°$

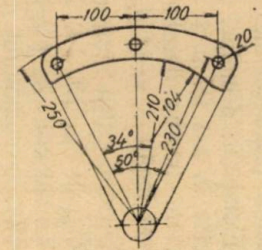
$\theta_3 = 34°$ $\theta_7 = 50°$

Valorile cursei

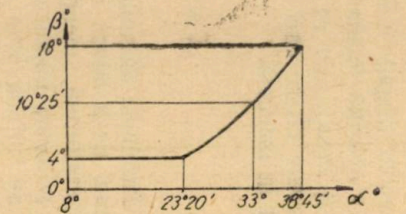
$S_1 = 250$

$S_2 = 62,5$

$S_3 = 22$



Profilul camei C.



Curbele de legătură între α și β

Fig. 17

să remarcăm faptul că paletele rotorului încep să se rotească abia cînd paletele statorului au ajuns la $\alpha=23°20'$.

Domeniul de variație al paletelor statorului fiind de la $\alpha=8°$ pînă la $\alpha=38°75'$ iar al paletelor rotorului considerînd unghiul de așezare al profilului de la periferie $\beta=4°-17°25'$ $\alpha_{optim}=33°$ $\beta_{optim}=10°25'$.

Rotația maximă a paletei rotorului este limitată de cursa maximă a servomotorului, și de unghiul de așezare pozitiv al profilului de la periferie, minim care s-a considerat $\beta=4°$.

Cunoscînd domeniul de variație al unghiului de așezare al paletelor rotorului și statorului s-a construit cama combinatorului, fig. 17. În figură sînt redate toate legăturile dintre combinator, servomotorul statorului, rotorului și turbinei.

Conform acestui rezultat s-a construit cama de legătură. Condițiile de funcționare s-au dovedit a fi optime în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

1. Prof. Dr. Ing. Bărglăzan Aurel: *Curs Mașini Hidraulice*. I. P. T., 1951.
2. Prof. Dr. Ing. Tenot André: *Turbines hydrauliques et régulateurs de vitesse*. Eyrolles Paris, 1932—1937.
3. Morozov A. A.: *Turbinoe oborudovanie ghidroelectrostanții*, 1950.
4. Dr. Ing. Sciapov N. M.: *Alegerea turbinelor hidraulice pentru centralele hidroelectrice*, Trad. din limba rusă. E. E. S. 1953.
5. Kviatcovschi N. E.: *Rabocii proțes osevoi hidroturbini*. Ed. Mașghiz. Moscova, 1951.

L'UTILISATION DES RECHERCHES DE LABORATOIRE POUR UNE CENTRALE HYDROÉLECTRIQUE À TURBINE KAPLAN

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail, on expose les résultats obtenus dans le Laboratoire de machines hydrauliques, à la suite des recherches sur la maquette des turbines de type Kaplan du C. H. E. de Tîrgul Mureș.

On a fait des essais pour plusieurs positions des pales du rotor, à savoir pour un fonctionnement de régime Kaplan, étant donné qu'à la suite des projets et des études de laboratoire, on a executè et mis en fonction deux turbines aux pales variables et une autre aux pales fixes.

On donne les courbes universelles de fonctionnement pour la turbine modèle et pour la turbine originale fonctionnant en régime hélicoïdal et Kaplan, ainsi que les conclusions au sujet du comportement pendant le fonctionnement de la turbine industrielle.

On a solutionné aussi l'important problème de la détermination de la courbe de liaison entre l'angle des pales du stator et les pales du rotor $\alpha=f(\beta)$ pour η optimum et le traçage du profil de la came du combinateur.

ДОПОЛНЕНИЕ К ИСПОЛЬЗОВАНИЮ ЛАБОРАТОРНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ДЛЯ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИИ С ТУРБИНАМИ КАПЛАН

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе указываются результаты полученные в лаборатории гидравлических машин путем исследований произведенных с макетами турбин типа Каплан установленными в гидроэлектростанции Тыргул-Муреш.

Исследования были сделаны для нескольких положений лопаток рабочего колеса, т. е. для работы в режиме Каплана, т. к. в Тыргул Муреше были сконструированы и пущены в ход на основании проэктов и лабораторных работ, две турбины с переменными лопатками и одна с постоянными.

Даются универсальные кривые для работы моделей и турбины в оригинале, работающей в режимах эликолидальном и Каплана, а также общие заключения в связи с поведением промышленной турбины.

Была разрешена также задача большой важности об определении кривой связи между углом лопаток статора и лопаток рабочего колеса. $\alpha=(\gamma)\beta$ для оптимального режима и разбивка профиля кулачка контроллера.

CONTRIBUȚII LA PROIECTAREA TURBINELOR FRANCIS PE BAZA CERCETĂRILOR DE LABORATOR

DE

AUREL BĂRGLĂZAN și VICTOR LAVRINENCO

Pentru studiul, proiectarea și realizarea turbinelor necesare unei centrale hidroelectrice cu parametrii următori:

$$Q=2 \text{ m}^3/\text{sec}, \quad H_m=68 \text{ m} \quad \text{și} \quad n=750 \text{ t/min},$$

s-a pus problema studierii și încercării în laborator a mai multor modele pentru ca soluția cea mai bună să se adopte pe baza rezultatelor acestor măsurători.

Pe baza legilor de similitudine și avîndu-se în vedere caracteristicile standului pentru încercarea turbinelor din Laboratorul de Mașini Hidraulice al Institutului Politehnic din Timișoara, s-a ajuns la următoarele rezultate:

Turbina reală, are o putere de:

$$N=\frac{\gamma Q H_n}{75}\eta=1496 \text{ C. P., cu } \eta=82{,}5\%,$$

și o turație specifică de $n_s=\frac{n}{H}\sqrt{\frac{N}{\sqrt{H}}}=148{,}5$ t/min.

Turbina va fi de tipul Francis cu axul orizontal, cu camera în spirală, cu tubul de aspirație tronconic cu un cot de 90°, cu următoarele dimensiuni principale:

$$D_1=624 \text{ mm}, \quad D=580 \text{ mm}, \quad b=130 \text{ mm}$$

$$\text{și} \quad n_{11}=n\frac{D}{\sqrt{H}}=57 \text{ rot/min}, \quad Q_{11}=\frac{Q}{D^2\sqrt{H}}=0{,}625 \text{ m}^3/\text{sec} \quad \text{și}$$

$$N_{11}=\frac{N}{D^2 H\sqrt{H}}=6{,}85 \text{ CP.}$$

Coeficientul de similitudine potrivit pentru soluția din laborator este:

$$\lambda=\frac{D_m}{D}=\frac{328}{580}=0{,}565.$$

Astfel pentru model rezultă următoarele caracteristici de funcționare:

$$Q_m=\frac{Q}{\lambda^2}\sqrt{\frac{H_m}{H_r}}=171{,}5 \text{ l/s} \quad n_m=\lambda n\sqrt{\frac{H_m}{H_r}}=356 \text{ t/min}.$$

şi

$$N_m = \frac{N}{\lambda}\frac{H_m}{H_r}\sqrt{\frac{H_m}{H_r}} = 9{,}25 \text{ C. P.}$$

iar dimensiunile $D_1 = 352$ mm şi $D = 328$ mm.

Cum turbina reală va trebui să funcţioneze cu cel mai bun randament şi atunci cînd căderea variază între limitele $H_1 = 53{,}5$ m, pînă la $H_2 = 76{,}5$ metri, s-au studiat, proiectat şi realizat trei rotori model cu diferite caracteristici constructive şi calculaţi prin metode diferite pentru a se afla soluţia cea mai bună pentru cazul real. Caracteristicile celor trei rotori sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Nr. crt.	Parametrii modelului	Rotorul		
		I	II	III
1	D_1 mm	352	352	352
2	D mm	328	328	328
3	b în mm	70,6	72,9	70
4	z numărul paletelor	13	15	15
5	s mm grosimea paletei	4	4	4
6	Trasarea paletelor prin metoda	III	III	IV
7	Executat prin	sudură	turnat	turnat

Se observă că cei trei rotori modele s-au calculat pentru aceiaşi parametri rezultaţi din aplicarea legilor similitudinii. Deosebirea între ei o constituie doar modul de trasare al paletelor şi tehnologia realizării rotorului.

Astfel rotorul I este un rotor de tipul Francis cu paletele realizate prin aplatizarea suprafeţelor de scurgere caracterizate prin meridianele respective, pe nişte suprafeţe conice.

Execuţia rotorului prin sudură, paletele matriţate fiind sudate de coroană şi inel fig. 1 (foto).

Rotorul II, acelaşi tip de rotor cu paletele realizate prin aplatizarea suprafeţelor de scurgere pe suprafeţe conice. Realizarea rotorului prin turnare, paletele fiind executate prin matriţare, fig. 2 (foto).

Rotorul III acelaşi tip de rotor, la care trasarea paletelor s-a făcut prin metoda suprafeţelor turbionare, iar realizarea lui prin turnare, fig. 3 (foto).

Rotorii I şi II au paletele de suprafeţe oarecari determinate prin următoarele operaţiuni:

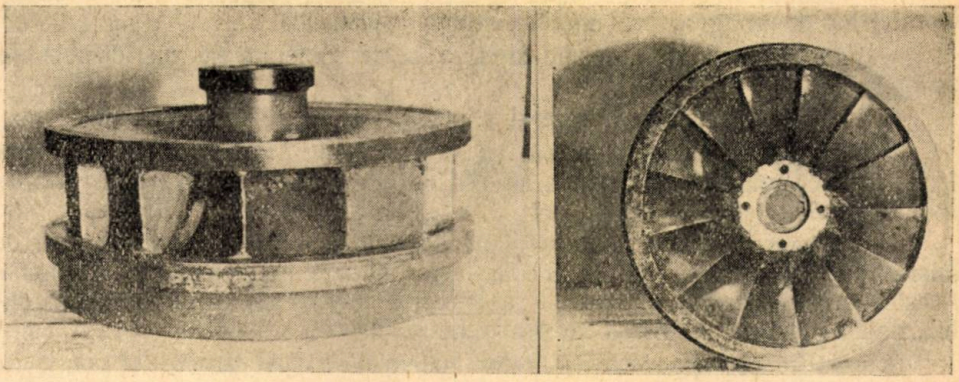


Fig. 1

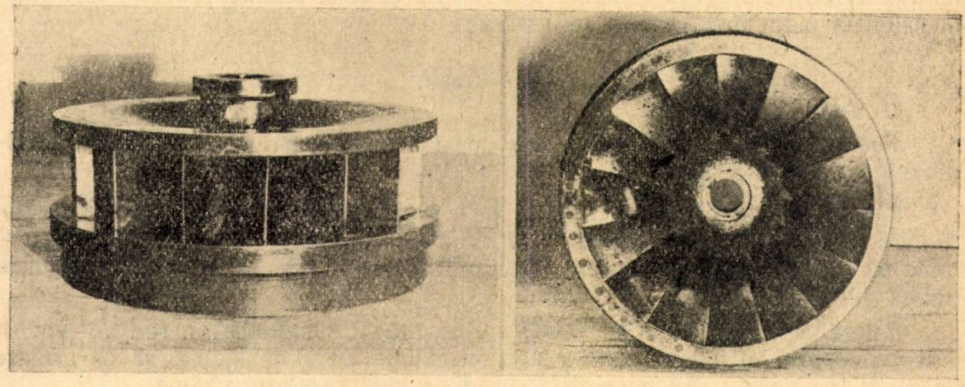


Fig. 2

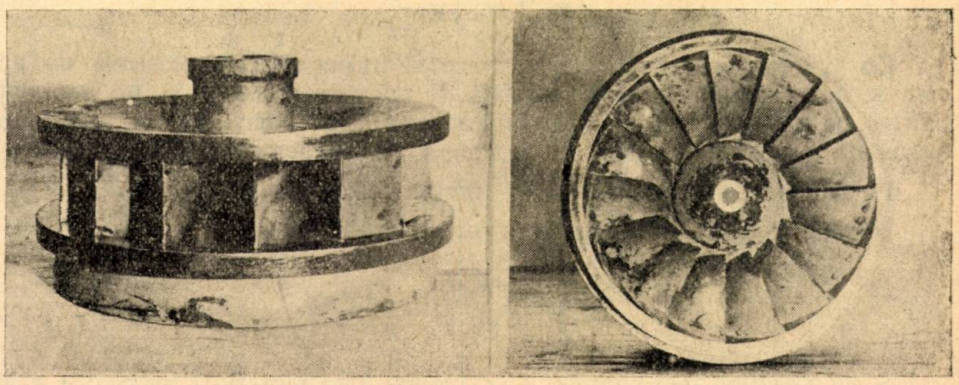


Fig. 3

— Trasarea cîmpului potenţial în zona paletelor, respectiv a meridianelor suprafeţelor de scurgere prin metoda monodimensională.

— Fixarea conurilor tangente la suprafeţele generate de meridianele de scurgere.

— Fixarea muchiei de intrare şi a muchiei de ieşire în plane axiale.

— Se intersectează apoi paleta cu diferite plane axiale. Curbele de intersecţie ale acestor plane cu paleta se văd cu adevărata lor mărime în proiecţiune verticală.

— Se intersectează paleta cu plane normale pe axul turbinei şi curbele de intersecţie rezultante se văd în adevărata lor mărime în proiecţiune orizontală. Aceste curbe servesc la realizarea şabloanelor cu ajutorul cărora se poate realiza paleta fie prin matriţare fie prin turnare, fig. 4.

In ceea ce priveşte al III-lea rotor paletele au fost trasate şi construite prn metoda grafoanalitică, adaptate soluţiei speciale în care va trebui să funcţioneze turbina şi anume:

In acelaşi gabarit D_1, D_2, b se trasează cîmpul hidrodinamic prin o metodă diferită decît aceea utilizată la rotorii I şi II şi anume prin metoda bidimensională caracterizată prin relaţiunea:

$$\frac{1}{r}\frac{\Delta s_\psi}{\Delta s_\varphi}=\text{const.}$$

Tot aici se trasează apoi curbele de egală valoare pentru componenta meridională a vitezei absolute V_m.

Fiecare paletă este reprezentată prin o suprafaţă turbionară şi aceste suprafeţe turbionare se iau uniform repartizate în spaţiul rotorului. Se determină forma suprafeţei de curent a scurgerii turbionare şi se admite pentru paletă această formă.

Paleta reprezentînd o suprafaţă turbionară şi secţiunile ei radiale vor fi linii turbionare. In lungul acestor linii circulaţia este constantă şi ca urmare liniile $V_u \cdot r = \text{const.}$, vor fi secţiunile radiale ale suprafeţei paletei.

Deci construcţia paletei se va face cu ajutorul ecuaţiei liniei de curent:

$$\frac{d_s}{d\varphi}=\frac{r^2 V_m}{r^2\omega - V_u \cdot r}.$$

Cu ajutorul acestei relaţiuni se trasează traiectoria unei particule de apă care se află simultan şi pe o suprafaţă de scurgere oarecare şi pe suprafaţa paletei, pe care voim să o construim, sau curba de intersecţie în proiecţiune orizontală a suprafeţei paletei cu suprafaţa de scurgere respectivă.

Pe muchia de intrare $V_u r = \frac{\eta g H}{\omega}$ iar pe cea de ieşire $V_u \cdot r = 0$.

Unghiul φ dintre muchiile de intrare şi eşire este:

$$\varphi=\int_1^2 \frac{r^2\omega - V_u \cdot r}{r^2 V_m} \cdot d_s = 42°30'.$$

S-au construit apoi curbele $V_u \cdot r = \text{const.}$, cari reprezintă intersecţia paletei căutate cu plane radiale şi pe urmă s-au construit curbele de intersecţie

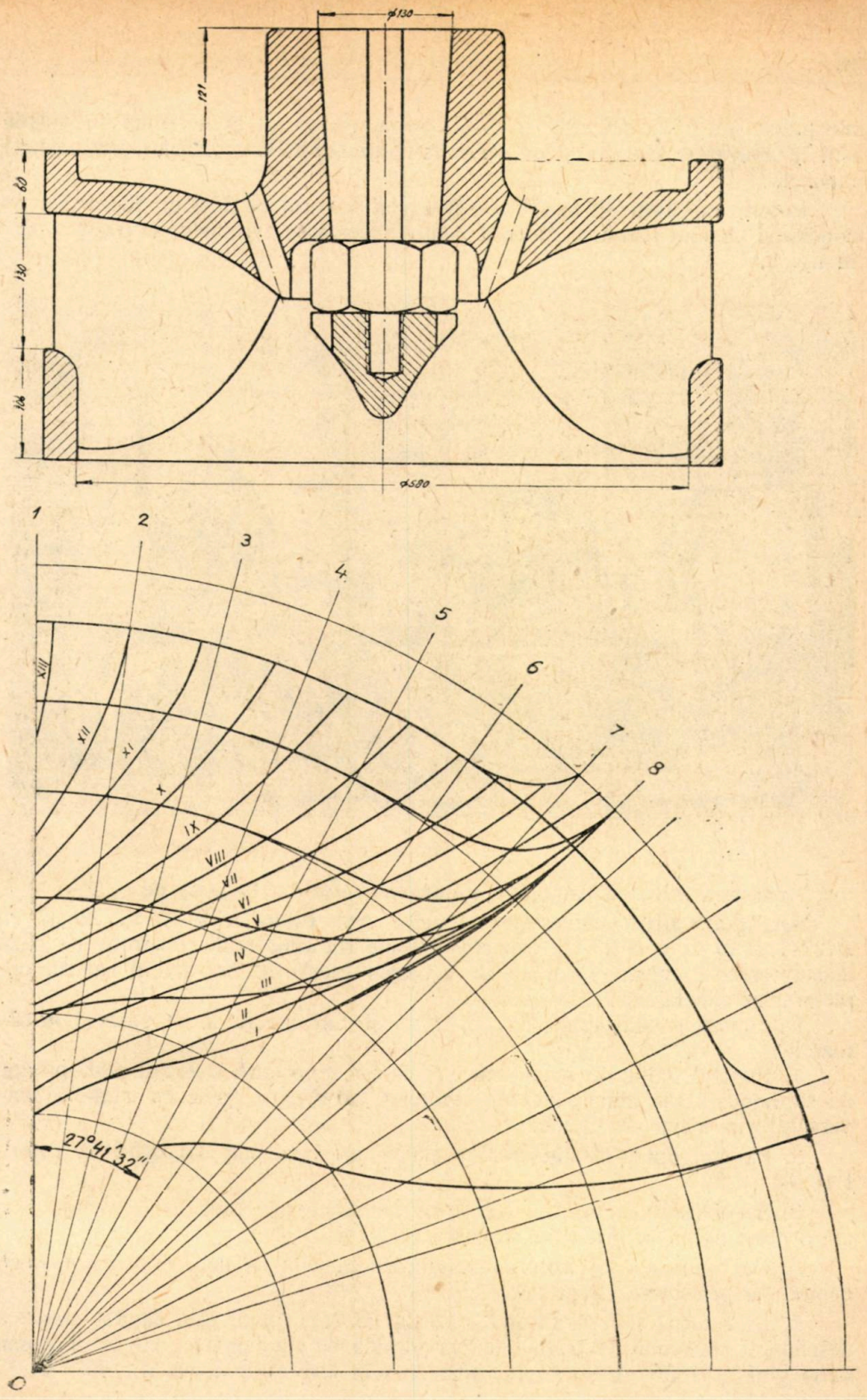

ø130
121
60
130
126
ø580
1
2
3
4
5
6
7
8
XIII
XII
XI
X
IX
VIII
VII
VI
V
IV
III
II
I
27°41'32"
O

Fig. 4

ale paletei cu plane normale pe axul turbinei cari în proiecţiune orizontală sînt în adevărata mărime şi au servit la realizarea paletei rotorului prin această metodă.

Rotorii executaţi au fost încercaţi în laboratorul de Maşini Hidraulice în condiţiuni absolut identice. Standul pentru încercarea turbinelor se poate vedea în fig. 5.

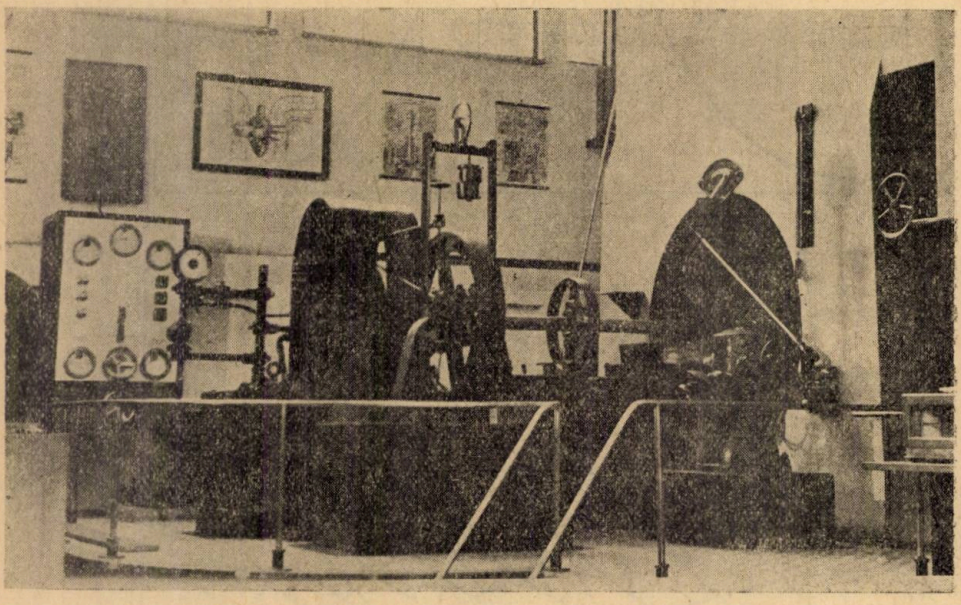


Fig. 5

Aparatura utilizată asigură o reducere a erorilor în zona de $\pm 2^0/_0$.

Analizînd curbele universale ale celor trei rotori I, II şi III notaţi cu *B*-27-1, *B*-27-2 şi *B*-27-3, respectiv curbele rotorilor reali construite pe baza măsurătorilor efectuate pe modelele corespunzătoare se pot stabili valorile caracteristice din tabela 2.

Din curbele universale fig. 6, 7, 8 şi din tabela 2 se observă următoarele:

1. Punctul optim de funcţionare P' la toţi trei rotorii încercaţi este aproape de supraîncărcarea admisă de $5^0/_0$, marcată pe fiecare grafic cu curbele universale prin o linie haşurată.

2. Punctul optim de funcţionare P' se prezintă mai favorabil la rotorii I şi III.

3. Se observă că toţi trei rotorii ar funcţiona mai bine la o turaţie mai mare decît aceea pentru care au fost proiectaţi.

4. De asemenea toţi rotorii funcţionează bine la un debit mai mare decît debitul de proiectare: 2 m^3/sec.

5. La rotorii I şi III la turaţia normală de 750 t/min, prin simpla mărire a deschiderii statorului se poate încărca turbina cu randamente din ce în ce mai bune pînă la 1800—1900 C. P., pînă cînd la turbina II numai la 1600 C. P.

CURBELE UNIVERSALE ALE ROTORULUI FRANCIS B-27-1 LA H=68m.

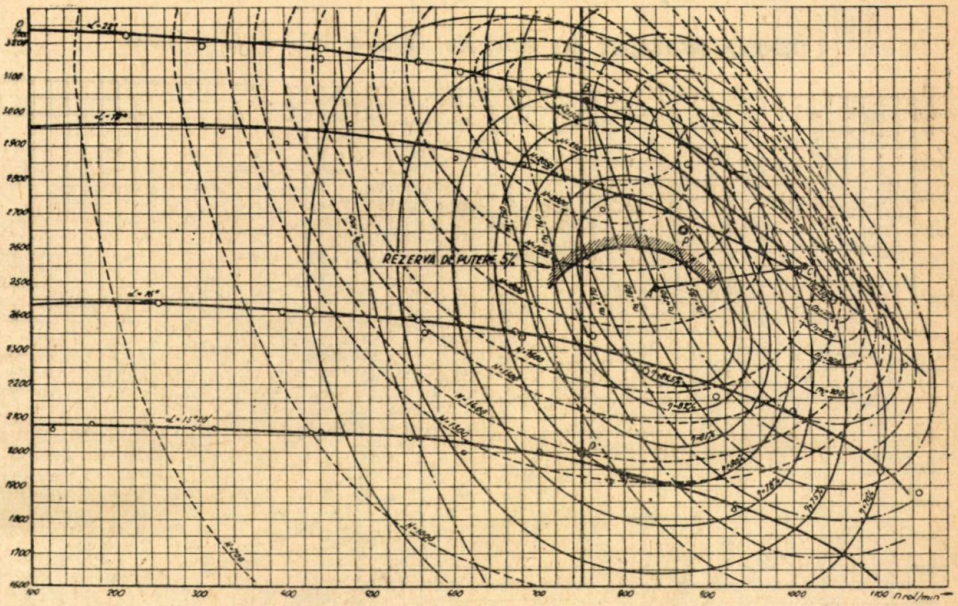


Fig. 6

CURBELE UNIVERSALE ALE ROTORULUI FRANCIS B-27-2 LA H=68m.

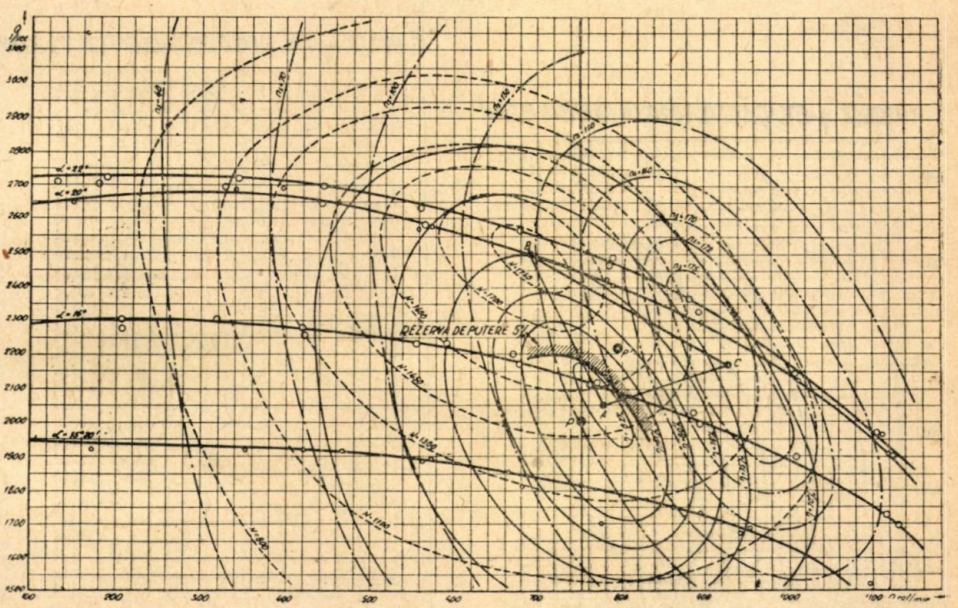


Fig. 7

6. Nici unul din cei trei rotori nu poate funcţiona în punctele de putere maximă B sau de turaţie specifică maximă C.

CURBELE UNIVERSALE ALE ROTORULUI FRANCIS B-27-3 LA H=68 m

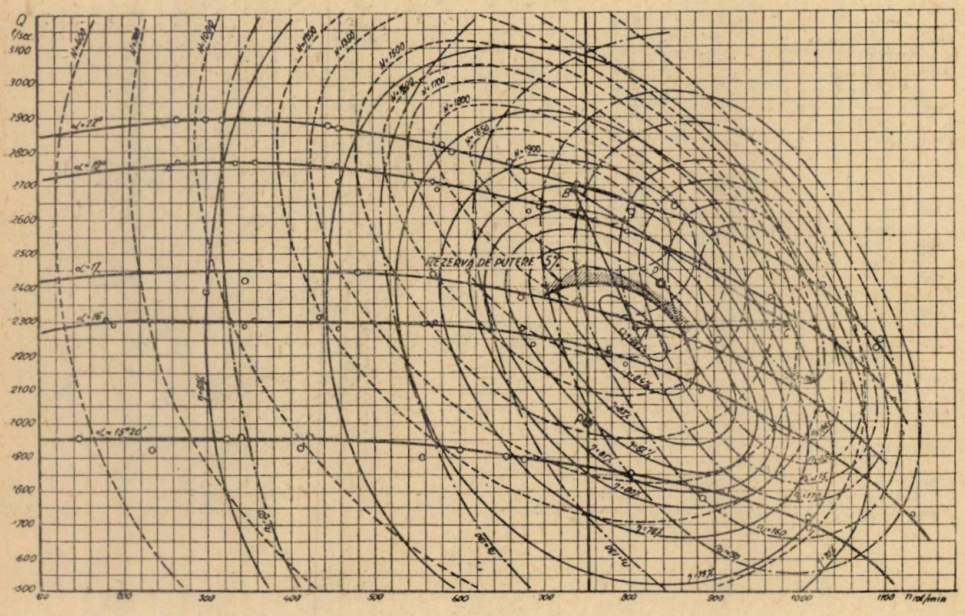


Fig. 8

CURBELE $\eta = f(N, H)$ ALE ROTORULUI FRANCIS B27-1

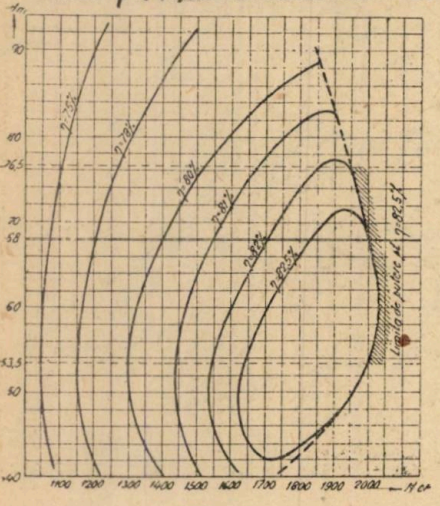


Fig. 9

CURBELE $\eta = f(N, H)$ ALE ROTORULUI FRANCIS B27-2

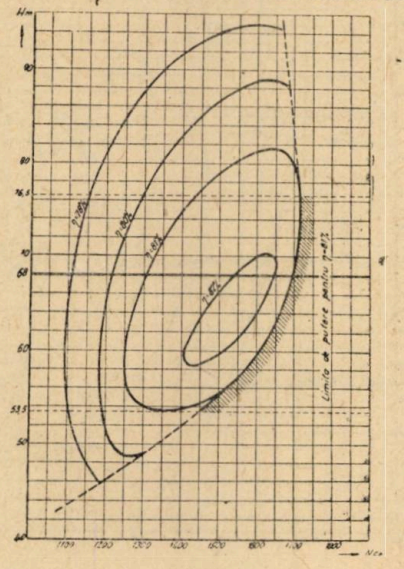


Fig. 10

Tabela 2

Nr. crt.		Rotorul	Q m³/sec.	n t/min	N C.P.	%	a°	n_s	Obs.
1	Punctul optim de funcţionare	I	2,65	870	1950	83	19°	197	$H=68$ m
		II	2,20	800	1650	80,5	17°30′	165	
		III	2,4	840	1825	83	18	180	
2	Punctul de funcţionare cu randament maxim A	I	2,47	840	1860	84	17°30′	185	
		II	2,05	780	1500	82	16°	155	
		III	2,27	810	1750	85	17°	170	
3	Punctul de funcţionare cu puterea maximă B	I	3,05	750	2200	78	22	180	
		II	2,50	700	1750	78	20	150	
		III	2,7	740	1900	80	22	160	
4	Punctul de funcţionare cu rapiditatea maximă $n_s \cdot C$	I	2,55	1050	1620	75	19°	210	
		II	2,17	930	1350	73	19	175	
		III	2,3	980	1350	75	19	150	
5	Punctul de proiectare P	I	2,00	750	1500	80	15°30′	150	
		II	2,00	750	1500	81,5	15°30′	150	
		III	2,00	750	1500	82	15°30′	150	

7. Rotorul cel mai avantajos din punctul de vedere al randamentului şi al puterii este rotorul III cu deschiderea statorului mărită.

Fiindcă turbinele vor trebui să funcţioneze şi la înălţime de cădere variabilă s-au construit şi curbele $\eta = f(N, H)$ ale celor trei rotori fig. 9, 10, 11.

Din aceste curbe se pot stabili următoarele:

1. Rotorul II nu este de luat în considerare din cauză că:

a) încărcarea maximă la căderea maximă este de 1700 C. P.;

b) încărcarea maximă la căderea minimă este de 1450 C. P.;

c) încărcarea minimă la un randament de 80% este de 1300 C. P.;

d) pentru ca randamentul să se menţină bun atunci cînd scade înălţimea de cădere trebuie să scadă şi puterea respectiv debitul.

2. Rotorii I şi III sînt buni, în special rotorul III este foare bun fiindcă:

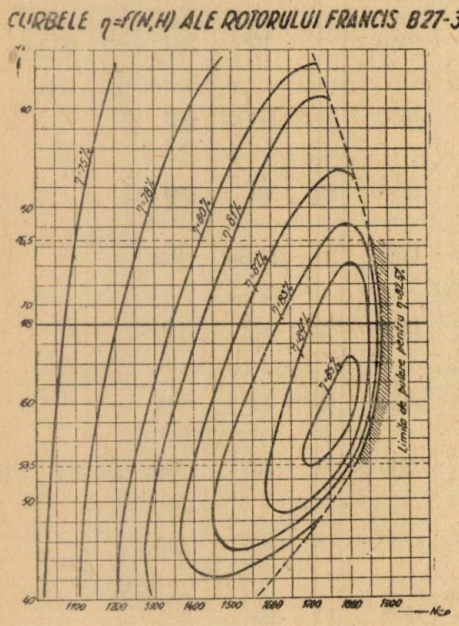


Fig. 11

a) limita superioară a puterii se menţine şi cu randament foarte bun, atît pentru căderea maximă, cît şi pentru cădere minimă;

b) la rotorul I limita superioară se menţine la 1950 C. P., însă limita inferioară cu randament acceptabil (80%) variază de la 1500 la 1300 C. P., scăzînd cu înălţimea de cădere;

c) rotorul III, care este cel mai bun, are limita superioară la 1850 C. P., pentru toate căderile între cele două limite fixate şi are limita inferioară pentru randament acceptabil (80%) cuprinsă între 1400 şi 1250 C. P.

3. Şi din punctul de vedere al variaţiei căderii, rotorul III este acela care corespunde mai bine.

Din curbele de garanţie ale celor trei rotori $\eta = f(Q)$ la $n = 750$ t/min, şi $\eta = f(N)$ la $n = 750$ t/min, la $H = 68$ m. fig. 12, 13 se pot stabili următoarele:

1. Atît din punctul de vedere al variaţiei debitului cît şi al puterii la turaţia de regim constantă şi egală cu 750 t/min, rotorul III se comportă cel mai bine.

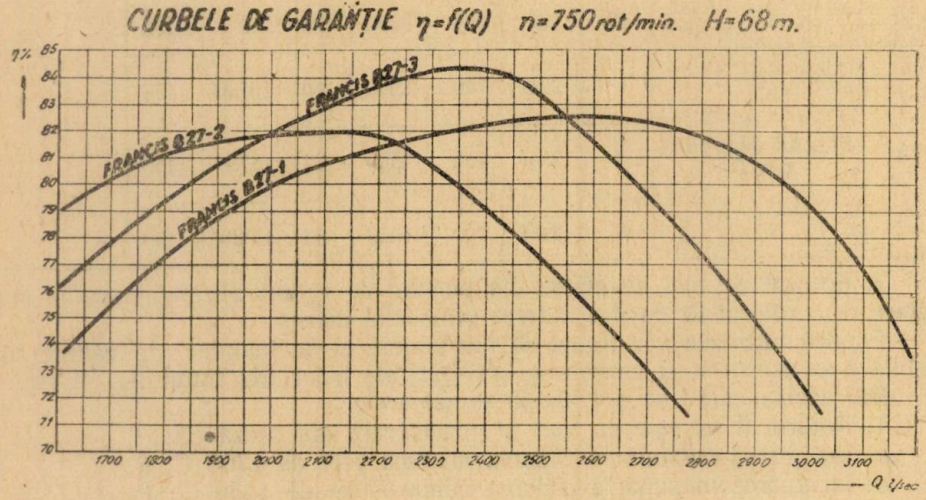


Fig. 12

2. Rotorul III îşi menţine randamentul cel mai mare faţă de ceilalţi doi rotori pe tot intervalul de $Q=2,\ldots 2,6$ m³/sec, şi pe tot intervalul de $N=$ $=1500-1900$ C. P.

3. Sub debitul şi puterea nominală randamentul rotorului II este cu cîteva procente mai bun.

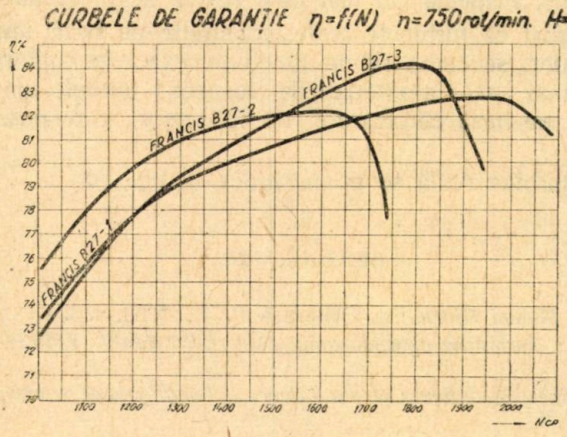


Fig. 13

4. Peste debitul de 2,6 m³/sec, şi puterea de $N=1900$ C. P., turbina I îşi menţine randamentul mai bun.

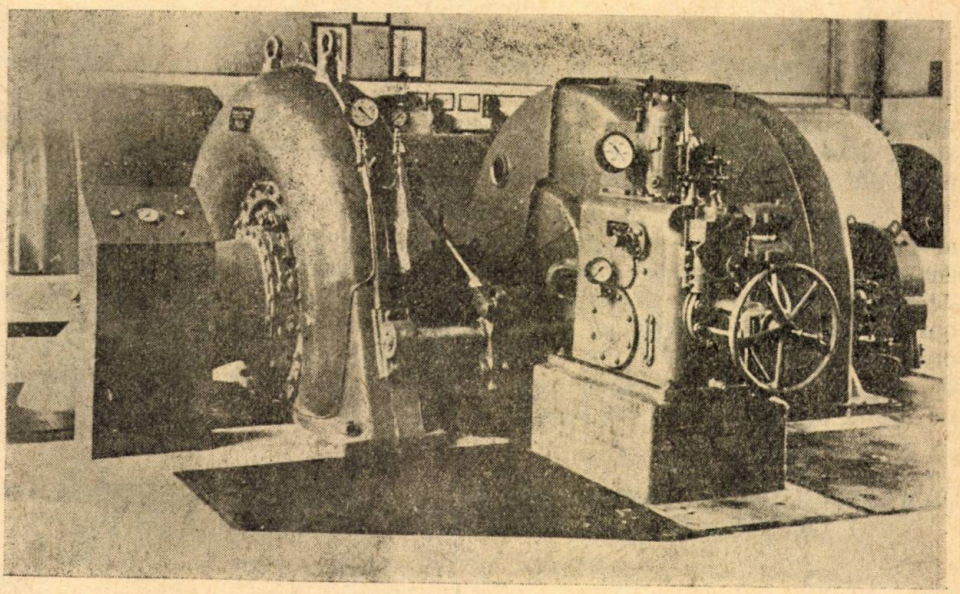


Fig. 14

In concluzie rotorul cel mai potrivit pentru condiţiile de funcţionare impuse la început este rotorul III pentru care parametrii de proiectare au fost:

$Q = 2\ m^3/sec$, $R = 68$ m, $n = 750$ t/min, $\eta_{admis.} = 82{,}5\ \%$,

iar paleta a fost trasată prin metoda grafoanalitică.

Este de dorit ca proiectarea paletelor de rotori de turbine hidraulice să se facă cu metoda grafo-analitică, care, precum s-a dovedit şi experimental în cazul de mai sus, respectă cel mai bine datele de proiectare impuse.

Este de remarcat că turbinele reale, construite pe baza studiilor şi cercetărilor de laborator, se comportă în funcţiune exact în conformitate cu toate observaţiunile de mai sus. Caracteristicile, respectiv curbele universale ale turbinei mari, trasate pe baza cercetărilor de laborator, corespund întocmai cu realitatea.

Instalaţia cu turbina reală se poate vedea în fig. 14.

BIBLIOGRAFIE

1. Bărglăzan A.: *Maşini Hidraulice*, Editura I. P. T., 1952, v. I.
2. Morozov A. A.: *Turbinnoe oborudovanie ghidroelectrostantii*, Editura Gosenergoizdat, 1948.
3. Tenot A.; *Turbines hidrauliques et regulateurs automatiques de vitesse*, Editura Eyrolles, 1932, v. II.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTABLISSEMENT DU PROJET DES TURBINES FRANCIS, EN BASE DES RECHERCHES DE LABORATOIRE

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail, on expose les conclusions obtenues par les essais — au Laboratoire de machines hydrauliques de l'Institut Polytechnique de Timişoara — de trois modèles de rotor de turbine Francis, de mêmes dimensions, dont les projets ont été établis pour les mêmes données, mais dont les pales ont été tracées par des méthodes différentes.

Après avoir montré les résultats des épreuves, faites dans des conditions absolument identiques pour les trois modèles, après avoir donné les courbes caractéristiques universelles résultées, on montre les particularités des méthodes de traçage de chaque pale de rotor. On en conclue que les données du projet, qui correspondent au domaine de fonctionnement de la turbine sont, généralement, le mieux respectées par l'application de la méthode grapho-analytique de traçage de la pale, méthode qu'on recommande quant il s'agît des pales de rotors des turbines hydrauliques.

ДОПОЛНЕНИЯ К ПРОЭКТИРОВАНИЮ ТУРБИН ФРАНЦИСА НА ОСНОВАНИИ ЛАБОРАТОРНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе делаются заключения по поводу испытаний произведенных в лаборатории гидравлических машин тимишорского института, трех моделей рабочего колеса турбины Франциса, одинаковых размеров.

проэктированных по одним и тем же данным, но с лопатками имеющими различную разметку,

Указав результаты испытаний сделанных в абсолютно одинаковых условиях для всех трех моделей и дав характерные универсальные кривые, демонстрируются особенности методов разметки для каждой лопатки рабочего колеса.

Делается заключение в том смысле что проэктировочные данные соотвествующие области применения турбины, соблюдаются лучше всего путем применения графоаналитического метода разбивки лопатки.

Этот метод и рекомендуется для разметки лопаток рабочего колеса гидравлических турбин.

STUDII ŞI CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA TRANSFORMĂRII POMPELOR DE DEBIT MIJLOCIU ÎN POMPE DE DEBIT MARE

DE

AUREL BÂRGLĂZAN m. coresp. Acad. R. P. R. şi I. ANTON

In construcţia pompelor în general forma rotorului este determinată de turaţia specifică n_s, respectiv de sarcina H, debitul Q şi turaţia de funcţionare n a pompei.

Pompele cu debite mijlocii denumite pompe mixte sînt cele ale căror turaţii specifice sînt cuprinse între $n_s = 300—600$, aceste pompe au în general suprafaţa paletei dublu curbată. O construcţie interesantă o prezintă rotorul Lawaczek ale cărui palete sînt suprafeţe elicoidale care îndeplinesc condiţiile de unghiuri de la intrare şi ieşire. Suprafaţa paletei este generată de o dreaptă care se roteşte şi se deplasează în jurul axei, făcînd cu aceasta un unghiu constant δ. Rotorii Lawaczek se caracterizează printr-o construcţie şi execuţie simplă şi capacitate mare de aspiraţie.

Pe lîngă aceste avantaje prezintă şi serioase dezavantaje ca: sarcină mică pe rotor determinată de viteze periferice mici, precum şi randamente hidraulice reduse din cauza lungimii prea mari a paletelor rotorului [5].

In Laboratorul de Maşini Hidraulice există o pompă de acest tip fig. 1 a, ale cărei caracteristici de funcţionare sînt redate în fig. 1 b.

Pompa serveşte la alimentarea cu apă a staţiunii pentru încercarea turbinelor Francis şi Kaplan. Dimensiunile machetelor rotorilor de turbină care se studiază şi se încearcă aici se determină în funcţie de caracteristicile turbinei mari, dar în acelaşi timp trebuie să se adapteze şi condiţiilor de gabarit, debit, sarcină şi turaţie maximă oferite de staţiune.

La studiul experimental al turbinelor Kaplan s-a simţit pentru prima dată nevoia unui debit mai mare pentru încercarea machetelor în condiţii bune (ca să nu atingem turaţii prea mari).

O soluţie a problemei ar fi fost mărirea turaţiei pompei, soluţia a fost abandonată deoarece la o creştere a debitului de la 260 l/s la 400 l/s — puterea motorului de antrenare ar fi crescut de cca 4 ori (de la 33 Kw la 130 Kw).

A doua soluţie a fost transformarea pompei Lawaczek în pompă Kaplan prin înlocuirea rotorului. Această transformare a fost posibilă deoarece sarcina staţiunii Hr este mică iar sarcina de aspiraţie se poate reduce prin ridicarea

nivelului în bazinul de aspiraţie. In acest scop s-au studiat, proiectat şi rea-

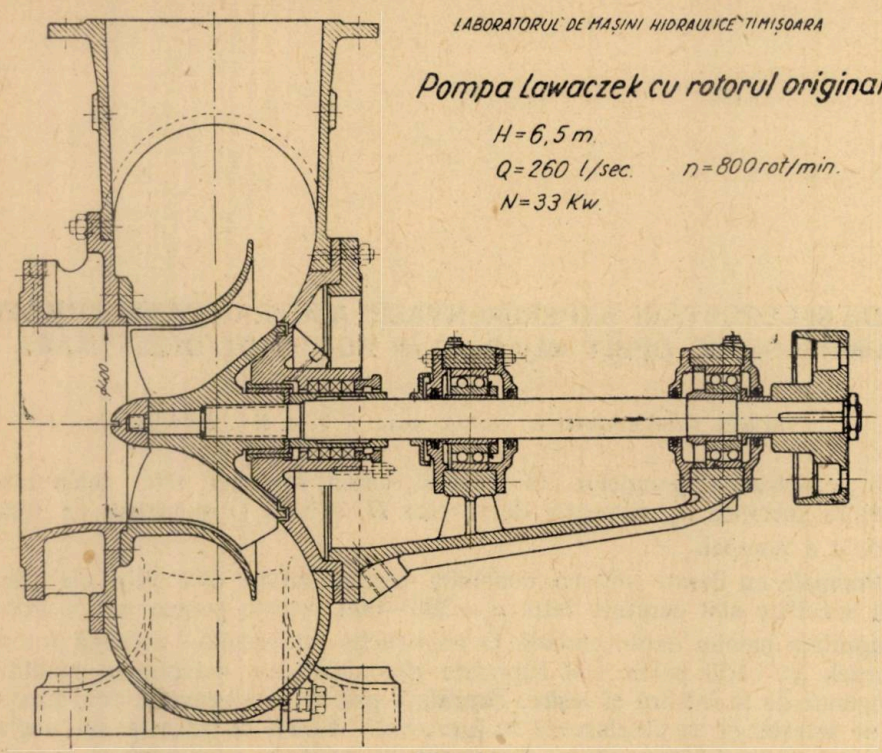


Fig. 1a

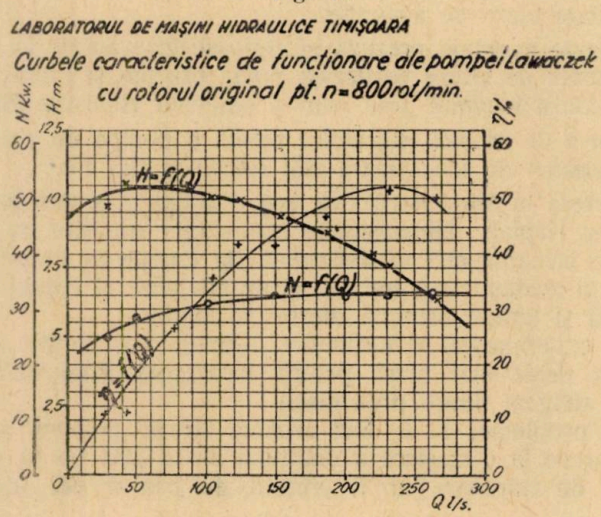


Fig. 1b

lizat 2 rotori Kaplan. La proiectarea şi realizarea paletelor acestora s-a avut în vedere posibilitatea unor generalizări a rezultatelor obţinute. De asemenea

s-a ţinut cont de următoarele : sarcina la care vor funcţiona rotorii este $Hs = 2$ m, camera de colectare a apei la ieşire din rotor este o cameră centrală subdimensionată, lipseşte atît la intrare cît mai ales la ieşire un stator cu palete.

Caracteristicile de proiectare pentru rotorul nr. 1 sînt :

$$Q = 500 \text{ l/sec}$$
$$H = 6 \text{ m}$$
$$n = 1200 \text{ rot/mint}$$

In conformitate cu datele din literatura de specialitate am considerat că [1][3]:

$$\eta_v = 0{,}95$$
$$\eta_h = 0{,}89$$
$$\eta_m = 0{,}95$$
$$n_s = 760$$

iar raportul optim al diametrului butucului [7]:

$$\left(\frac{d}{D}\right)^2 \geq \frac{1}{1+0{,}33\cdot 10^{-5}\frac{\eta_h}{\Delta^{1/2}}\cdot n_s^2} \geq 0{,}21\,; \quad \frac{d}{D} = 0{,}45.$$

Metoda de proiectare a paletei este metoda portanţei caracterizată prin ecuaţia fundamentală de proiectare [4][5]:

$$\left(C_A \frac{l}{t}\right)_i = \frac{2\cdot g\cdot H_{th}}{u_i \cdot W_{\infty i}\left(1+\frac{\operatorname{tg}\theta_i}{\operatorname{tg}\beta_{\infty i}}\right)}.$$

In tabela 1 sînt concentrate mărimile de calcul pentru paleta rotorului nr. 1.

In fig. 2 este dat desenul de execuţie al paletei rotorului Kaplan nr. 1. In tabela 2 sînt redate elementele de calcul ale paletei rotorului Kaplan nr. 2 avînd datele de proiectare

$$Q = 400 \text{ l/sec}$$
$$H = 6{,}5 \text{ m}$$
$$n = 1250 \text{ rot/min}$$

De observat că pentru rotorul nr. 2 s-au stabilit caracteristicile de proiectare în baza unui studiu preliminar în legătură cu circuitul exterior în care trebuie să funcţioneze pompa. In cadrul acestui studiu s-au efectuat şi măsurători incluzînd în acest caz şi caracteristicile canalului de aducţiune care este subdimensionat. De asemenea la calculul şi construcţia paletei s-au impus condiţii cu totul deosebite faţă de paleta rotorului nr. 1 şi anume :

a) Paleta rotorului nr. 1 a fost construită din două profile aerodinamice experimentale, care pentru a corespunde grosimii relative în cele 5 secţiuni au fost îngroşate respectiv subţiate cca 50% faţă de grosimea maximă relativă pentru care sînt date caracteristicile de funcţionare. Paleta nr. 2 a

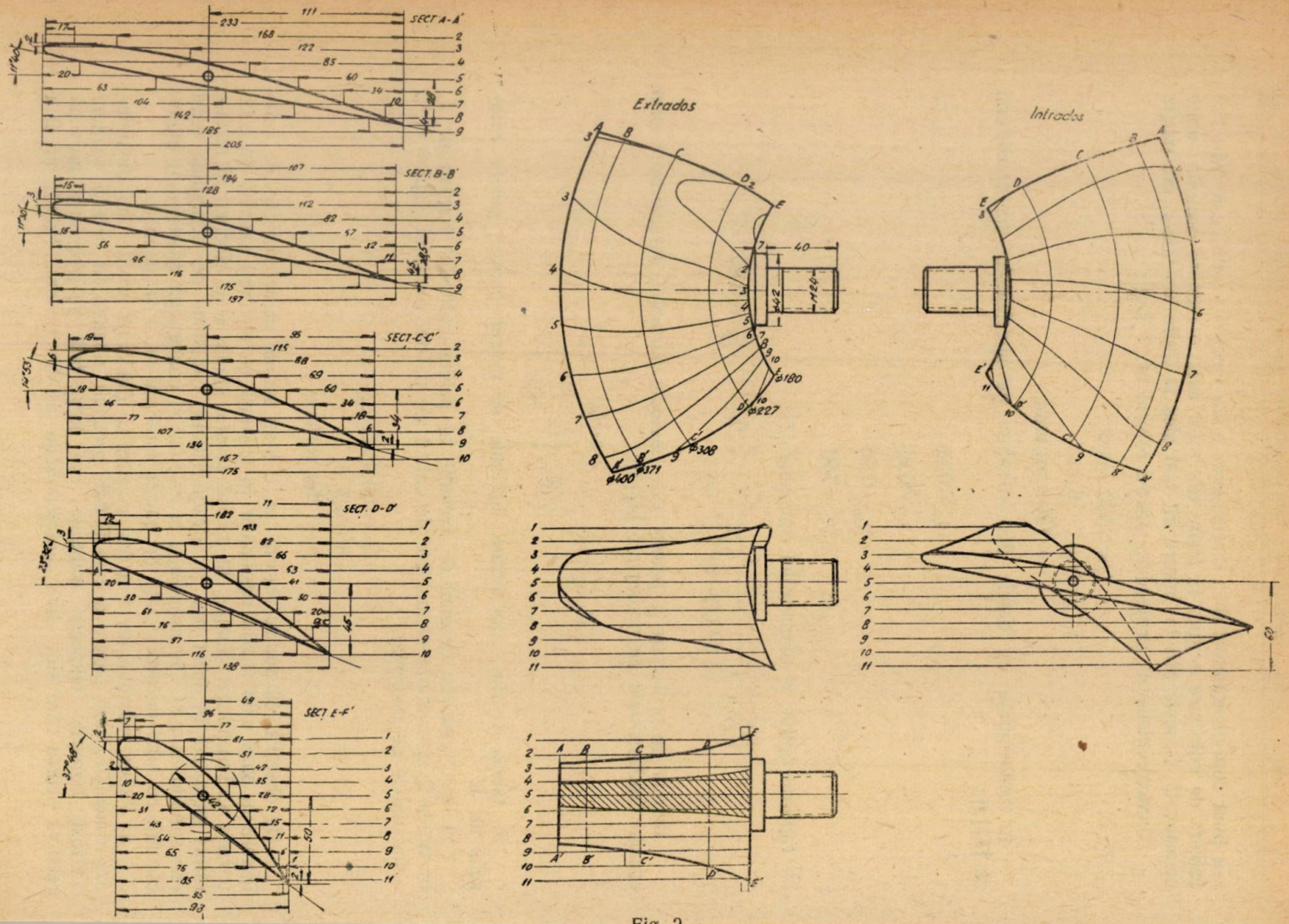


Fig. 2

Tabela 1

D mm	Periferie 400	371	308	227	Butuc 180
$u_i = \frac{\pi D_i n}{60}$	25,1	23,3	19,3	14,2	11,3
$V_{u3i} = \frac{g \cdot H_{th}}{u_{2i}}$	2,76	2, 97	3,59	4,88	6,13
$W_{\infty i} = \sqrt{V_m^2 + \left(u_i - \frac{V_{u3i}}{2}\right)^2}$	24,3	22,4	18,3	12,8	9,2
$\operatorname{tg} \beta_{\infty i} = \frac{V_m}{u_i - \frac{V_{3ni}}{2}}$	0,219	0,239	0,297	0,445	0,683
β_∞°	12°40′	13°25′	16°30′	24°	34°20′
$\theta°$ ales	1°	1°	1°	1°	1°
$\left(C_A \cdot \frac{l}{t}\right)_i = \frac{2 \cdot g \cdot H_{th}}{u_i \cdot W_{\infty i}\left(1 + \frac{\operatorname{tg} \theta_i}{\operatorname{tg} \beta_{\infty i}}\right)}$	0,202	0,237	0,354	0,702	1,25
$\frac{t}{l}$	1,2	1,16	1,07	0,96	0,9
C_{Ai}	0,242	0,275	0,382	0,673	1,125
C_a	0,178	0,207	0,294	0,561	1,125
Profilul ales	436 G subțiat	436 G subțiat	436 G	398 G	398 G îngroșat
$\frac{y_{max}}{l}$ catalog	11%	11%	11%	13,85%	13,85%
$\frac{y_{max}}{l}$ real	5,75%	6,97%	11%	13,85%	18,5%
$\operatorname{tg} \theta_i$ real	0,01545	0,01618	0,0186	0,0203	0,0231
θ_i rezultant	53′	55′	1°05′	1°10′	1°20′
$i°$	−1°29′	−1°54′	−1°37′	0°28′	+3°12′
$\beta° = \beta_\infty^\circ + i°$	11°11′	11°31′	14°53′	23°32′	37°32′
η_h%	92,5	92,4	92	91,9	90,7
$\Delta h = 7{,}07 C_a W_\infty^2$ [5]	10,8	9,65	8,95	7,72	6,68
$\Delta h = \frac{V_s^2}{2g} + \lambda \frac{W_\infty^2}{2g}$ [9]	9,92	8,56	6,02	3,4	2,19
$\sigma = 1{,}2$ pt $n_s = 760$ [9]	$\Delta h = \sigma H = 1{,}2 \cdot 6 = 7{,}2$ m				
$\sigma = \left(\frac{3}{4} \cdot \frac{C_A}{\sin^2 \beta_\infty} + 1\right) k_m^2$ [2]	1,1	1,1	1,07	0,95	0,84
$\Delta h = \sigma \cdot H$	6,6	6	6,42	5,70	5,04
$\Delta h = \frac{8{,}8 \cdot 10^{-4}}{\eta_h^2} \cdot n_0^{4/3} \cdot H$ [5]		8,6			

Tabela 2

D mm	400	371	308	227	180
u_i m/s	26,2	24,3	20,2	14,85	11,78
V_{3ui} m/s	2,65	2,85	3,43	4,67	5,89
$W_{\infty i}$ m/s	23,90	21,87	17,30	11,04	8,97
$\operatorname{tg} \beta^\circ_{\infty i}$	0,1726	0,1877	0,2315	0,343	0,4865
β°_∞	9°47′	10°40′	13°4′	18°55′	25°55′
θ° ales	1°40′	1°40′	1°40′	1°40′	1°40′
$C_A \cdot \frac{l}{t}$	0,188	0,224	0,351	0,78	1,24
$\frac{t}{l}$	1,4	1,364	1,264	0,936	0,9
C_A	0,253	0,306	0,433	0,73	1,17
C_a	0,250	0,298	0,420	0,70	1,06
Profilul ales	443 G subțiat	444 G	622 G îngroşat	405 G îngroşat	447 G îngroşat
$\frac{y_{max}}{l}$ catalog	5%	5,6%	8%	13%	15,35%
$\frac{y_{max}}{l}$ real	4,46%	5,5%	8,83%	13,35%	15,93%
$\operatorname{tg} \theta$ real	0,0147	0,0153	0,0173	0,02	0,0216
θ real	50′	53′	59′	1°10′	1°11′
i°	1°15′	1°44′	11′	1°13′	5°7′
$\beta^\circ = \beta^\circ_\infty + i^\circ$	11°2′	12°24′	13°15′	20°8′	31°2′
$\Delta h = 0{,}07 \cdot C_a W^2_\infty$	8,25	8,08	7,75	7,75	7,10
$\Delta h = \frac{V_s^2}{2g} + \lambda \frac{W^2_\infty}{2g}$	9,75	8,15	5,55	2,85	2,17
$\sigma = 1{,}1$ pt. $n_s = 707$	$\Delta h = \sigma \cdot H = 1{,}1 \times 6 \cdot 5 = 7{,}2$				
$\sigma = \left(\frac{3}{4} \cdot \frac{C_A}{\sin^2 \beta_\infty} + 1\right) k^2_m$	1,06	1,1	1,06	0,91	0,82
$\Delta h = \sigma \cdot H$	6,9	7,15	6,9	5,9	5,3
$\Delta h = \frac{8{,}8 \cdot 10^{-4}}{\eta^2_h} \cdot n_0^{4/3} \cdot H$	7,8				

fost realizată din 5 profile ale căror gosime relativă s-a păstrat în limita de 10%.

b) La trecerea de la portanţa C_A din reţea la portanţa C_a a profilului care lucrează singular s-au utilizat la paleta 1 rezultatele teoretice şi expe-

rimentale obținute asupra rețelei formată din plăci drepte și subțiri — iar la paleta nr. 2 s-a utilizat metoda indicată de Proscura [6] care ține cont de grosimea, curbura, unghiul de așezare al profilului și de pasul rețelei $\frac{t}{l}$.

In fig. 3 este redat desenul de execuție a paletei nr. 2.

Ca rezultat al calculelor de proiectare remarcăm faptul deosebit de important că valoarea lui Δh care caracterizează căderea de presiune de la intrarea din pompă și pînă în punctul unde apare presiunea minimă s-a calculat cu diferite relații și metode indicate în literatură, pentru ambii rotori. Această valoare după unii autori indică un pericol de cavitație la sarcina de aspirație indicată pentru rotorul nr. 1 iar după alții nu.

Pentru rotorul al doilea, după o singură relație am avea la funcționarea normală fenomene de cavitație, iar celelalte indică o funcționare normală.

In urma datelor obținute la proiectare s-a trecut la realizarea ambilor rotori.

Paleta rotorului nr. 2 a fost realizată în condiții mult mai corespunzătoare în ceea ce privește prelucrarea suprafeței și dimensiunilor profilelor. In fig. 6b este redat șablonul care a servit la verificarea modelului și paletei nr. 2. In fig. 4 este ansamblul pompei transformată, iar în clișeele 5 și 6 sînt date vederi cu pompa și rotorii Kaplan.

Cercetările experimentale de laborator s-au efectuat direct asupra pompei montată în circuit măsurîndu-se următorii parametri:

— Debitul Q, cu un deversor cu pereți subțiri cu o eroare maximă de $\varepsilon_Q{}^0/_0 = 0{,}8^0/_0$.

— Sarcina de aspirație H_s cu un piezometru cu mercur avînd $\varepsilon_{H_s}{}^0/_0 = 0{,}60^0/_0$.

Sarcina de refulare H_r cu un manometru de precizie cu o eroare maximă $\varepsilon_{H_r}{}^0/_0 = 0{,}3^0/_0$.

— Turația n cu un stroboscop Kern Arrau avînd $\varepsilon_n{}^0/_0 = 0{,}5^0/_0$.

— Puterea absorbită de grup motor pompă cu 2 wattmetre.

Pe baza datelor măsurate am construit curbele caracteristice de funcționare ale pompei cu cei doi rotori.

In fig. 7 sînt redate curbele de funcționare

$$H = f(Q)$$
$$Na = f(Q)$$
$$\eta_{grup} = f(Q)$$
$$n = \text{constant}$$

pentru rotorul nr. 1, iar în fig. 8 pentru rotorul nr. 2.

Analizînd rezultatele de funcționare ale pompei cu rotorul Lawaczek fig. 1b, și cu rotorii 1 și 2, fig. 7 și 8 obținem:

1. a) Rotorul Lawaczek montat în circuitul stațiunii pentru încercarea turbinelor, are caracteristicile:

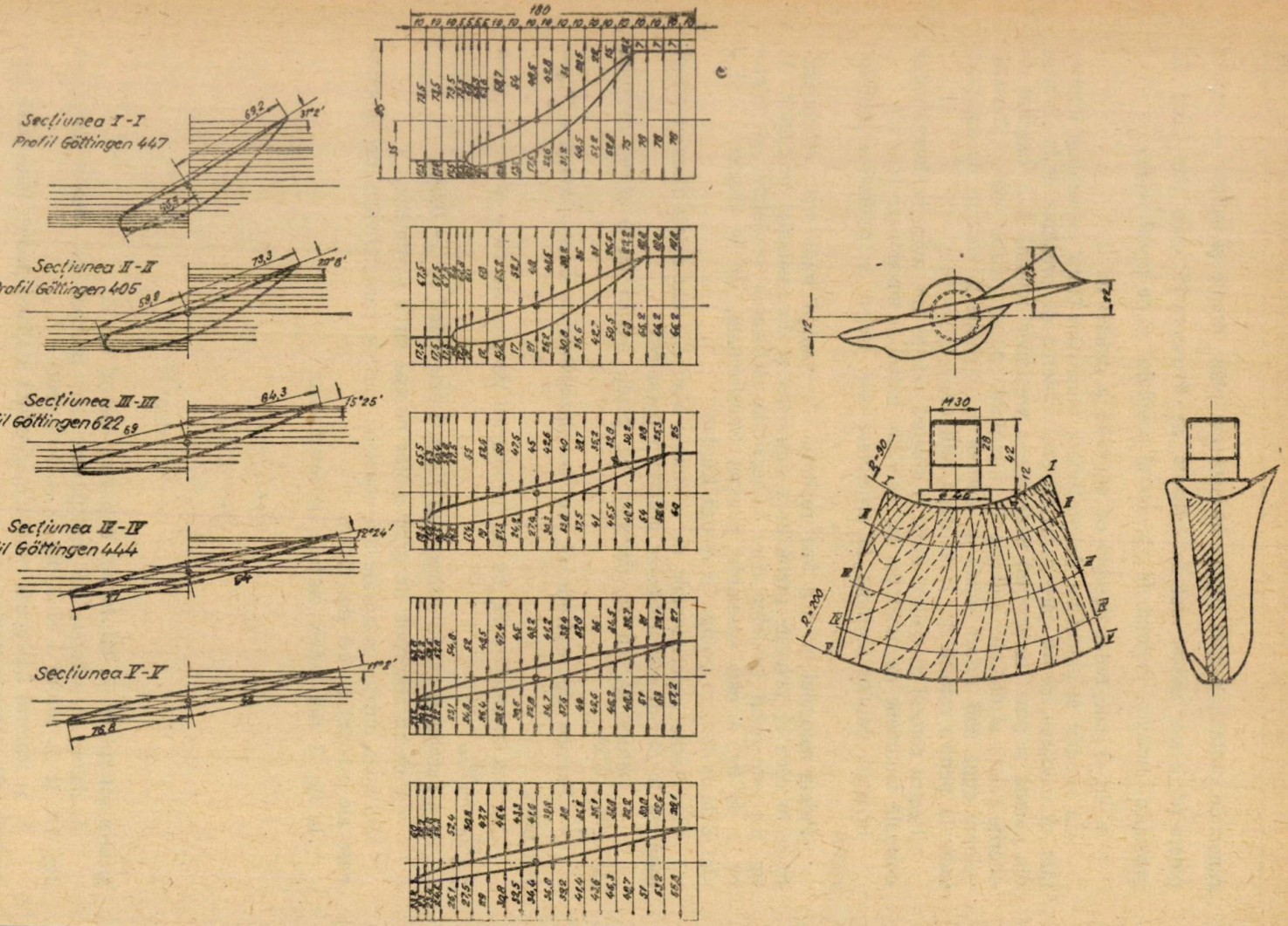

Secțiunea I-I
Profil Göttingen 447
Secțiunea II-II
Profil Göttingen 405
Secțiunea III-III
Profil Göttingen 622
Secțiunea IV-IV
Profil Göttingen 444
Secțiunea V-V
180
M30

Fig. 3

1. a) $Q = 260$ l/sec
$H = 6{,}5$ m
$n = 800$ rot/min
$Na = 33$ Kw
$\eta_{grup} = 50\%$
$H_{s_{max}} = 4$ m
$\frac{No}{Na} = \frac{20}{33} = 0{,}61$; No = puterea absorbită la mers în gol.

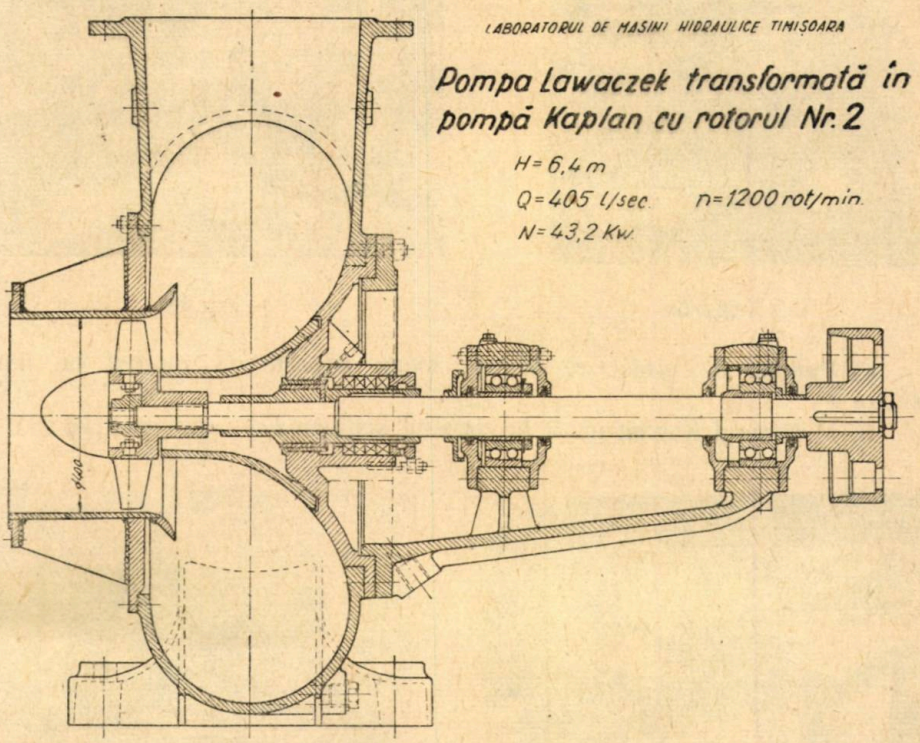


Fig. 4

b) Nu prezintă caracteristici cavitaționale în timpul funcționării, ceea ce confirmă și forma curbelor caracteristice.

2. a) Rotorul Kaplan nr. 1, în circuitul stațiunii are caracteristicile:

$Q = 348$ l/sec
$H = 5{,}739$ m
$n = 1200$ rot/min
$Na = 46{,}9$ Kw
$\eta_{grup} = 42{,}6\%$
$\frac{No}{Na} = \frac{54}{49{,}5} = 1{,}1$
$H_{s_{max}} = 2{,}7$ m.

b) In timpul funcţionării apar vibraţii şi zgomote caracteristice fenomenului de cavitaţie la debitul $Q=255$ l/sec şi se menţin pînă la debitul maxim $Q=348$ l/sec.

Prezenţa fenomenului de cavitaţie este indicată şi de scăderea bruscă a mărimilor caracteristice de funcţionare ce apare clar în fig. 7 din curbele caracteristice.

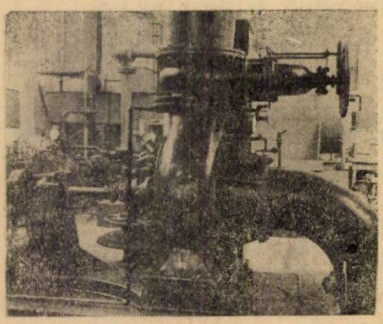


Fig. 5a

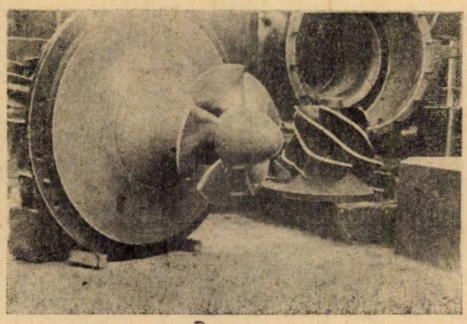


Fig. 5b

c) Punctul de proiectare A este foarte departe de punctul de funcţionare P.

3, a) Rotorul Kaplan nr. 2 în circuitul staţiunii are caracteristicile:

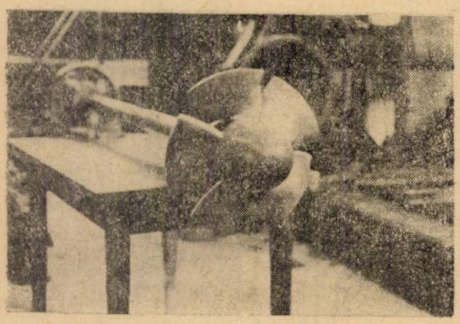


Fig. 6a

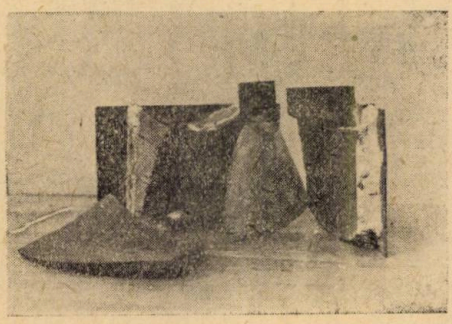


Fig. 6b

$$Q=405 \text{ l/sec}$$
$$H=6{,}4 \text{ m}$$
$$n=1200 \text{ rot/min}$$
$$Na=43{,}2 \text{ Kw}$$
$$\eta_{grup}=56{,}5^0/_0$$
$$\frac{No}{Na}=\frac{52}{42}=1{,}17$$
$$H_{s_{max}}=2{,}9 \text{ m.}$$

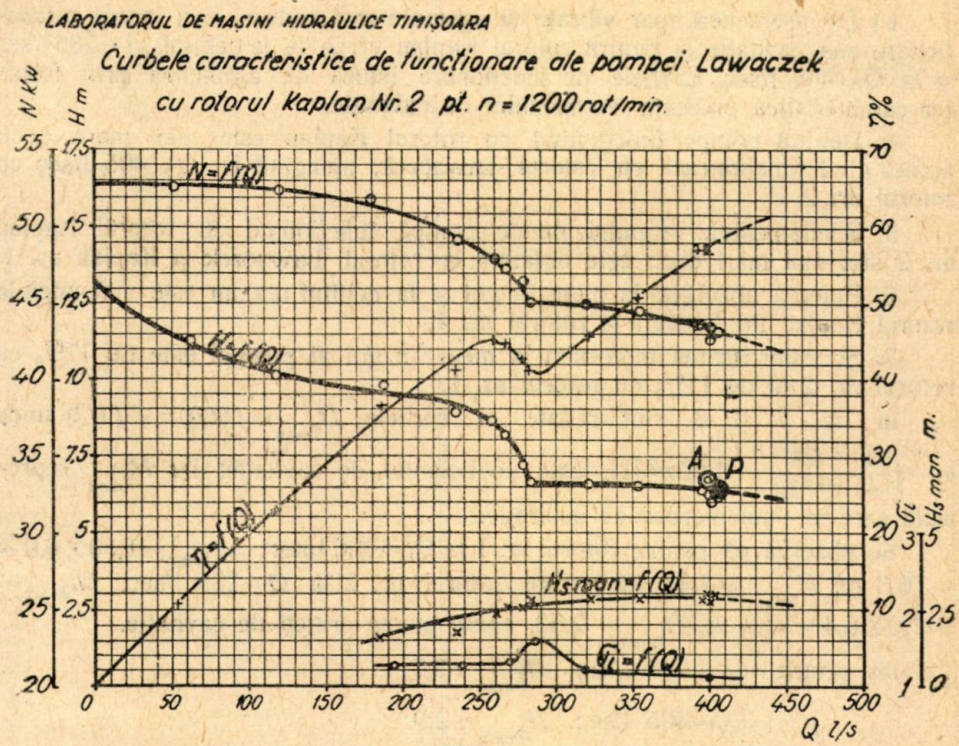

LABORATORUL DE MAŞINI HIDRAULICE TIMIŞOARA
Curbele caracteristice de funcţionare ale pompei Lawaczek
cu rotorul Kaplan Nr. 2 pt. n = 1200 rot/min.
N Kw
H m
η %
N=f(Q)
H=f(Q)
η=f(Q)
A
P
Hs man=f(Q)
Gi=f(Q)
Gi
Hs man m.
Q l/s

Fig. 7

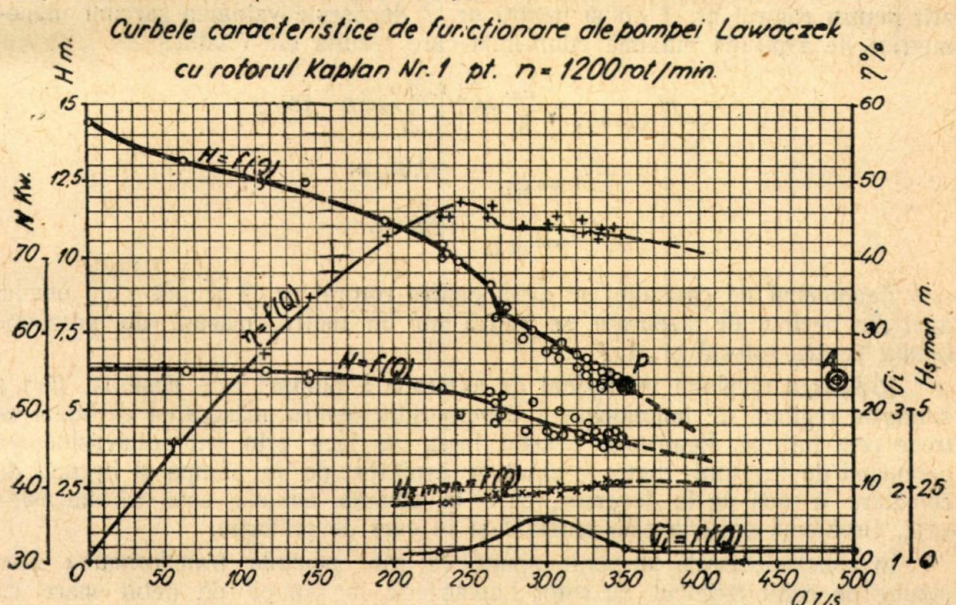

LABORATORUL DE MAŞINI HIDRAULICE TIMIŞOARA
Curbele caracteristice de funcţionare ale pompei Lawaczek
cu rotorul Kaplan Nr. 1 pt. n = 1200 rot/min.
H m.
η %
N Kw
N=f(Q)
η=f(Q)
P
A
Hs man=f(Q)
Gi=f(Q)
Gi
Hs man m.
Q l/s

Fig. 8

b) De asemenea apar vibraţii şi zgomote mai reduse, cari indică o funcţionare sub cavitaţie şi pentru rotorul Kaplan nr. 2 de la debitul $Q=285$ l/sec şi la $Q=405$ l/sec. Curbele de funcţionare indică de asemenea prin forma lor caracteristică prezenţa fenomenului de cavitaţie.

4. Debitul pompei funcţionînd cu rotorul Kaplan este mai mare decît atunci cînd funcţionează cu rotorul Lawaczek, ajungînd la $Q=405$ l/sec cu rotorul nr. 2.

5. Randamentele grupului motor pompă funcţionînd cu rotorul Kaplan nr. 2 sînt mai mari decît cele obţinute la rotorul Lawaczek şi Kaplan nr. 1.

6. Puterea absorbită la mers în gol şi la debitul maxim este mai mică la rotorul Kaplan nr. 2 decît la rotorul nr. 1.

7. Supraîncărcarea motorului la mers în gol al pompei este de 17% cu rotorul nr. 2 şi de 11% cu rotorul nr. 1.

In fig. 7 şi 8 sînt redate şi curbele $H_{s_{man}}=f(Q), \sigma_i=f(Q)$ unde $\sigma_i=\left(\frac{3}{4}\frac{CA}{\sin^2\beta_\infty}+1\right)Km^2$ [2], este coeficientul de cavitaţie, iar $H_{s_{max}}$ reprezintă sarcina manometrică de aspiraţie.

Se observă că pentru rotorul nr. 1 la $Q_1=300$ l/sec: $\Delta h_{1max}=1{,}50\times 6{,}8=10{,}3$ m, $H_{s_{man_1}}=2{,}48$, iar pentru rotorul nr. 2 la $Q=285$ l/sec, $\Delta h_{2max}=1{,}6\times 6{,}4=10{,}2$ m, $H_{s_{man_2}}=2{,}52$, apare starea critică de cavitaţie.

Iar pentru $Q_1=348$ l/sec $H_{s_{man_1}}=2{,}7$

$Q_2=405$ l/sec $H_{s_{man_2}}=2{,}9$

fenomenul de cavitaţie se menţine deoarece sarcina manometrică de aspiraţie atît pentru rotorul nr. 1 cît şi pentru nr. 2 depăşeşte valoarea sarcinii manometrice de aspiraţie maximă admisibilă care rezultă din relaţia:

$$H_{s_{man\,max}}=\frac{p_{at}}{\gamma}-\left[\frac{p_{ev}}{\gamma}\right]_t=\Delta h \quad [8]$$

$$H_{s_{man\,max_1}}=-0{,}80 \text{ m}$$

$$H_{s_{man\,max_2}}=1{,}85 \text{ m}.$$

Fenomenul de cavitaţie se evită pentru rotorul nr. 2 atunci cînd nivelul apei din bazinul de aspiraţie se ridică cu un metru, măsură de precauţie inutilă pentru rotorul nr. 1.

Ridicarea nivelului în bazinul de aspiraţie a pompei este posibilă, fără a conturba regimul de funcţionare a deversorului pentru măsurarea debitului ce trece prin turbină. Realizarea acestui lucru se face prin supradimensionarea conductei de legătură dintre bazinul de aspiraţie de la pompă şi bazinul de colectare a apei de la deversor, care în situaţia actuală este subdimensionată. Problema aceasta este studiată şi în curs de realizare.

In concluzie finală se poate spune că este posibilă transformarea unei pompe de debit mijlociu cu rotor Lawaczeck în pompă de debit mare cu rotor Kaplan care să funcţioneze cu randamente mai bune dacă la proiecta-

rea rotorului se ţine cont de calea urmată în lucrarea de faţă la rotorul nr. 2 şi dacă se reduce sarcina geometrică de aspiraţie sau se supradimensionează conducta de aspiraţie.

BIBLIOGRAFIE

1. Bărglăzan A.: *Maşini Hidraulice* (curs). Editura Institutului Politehnic, Timişoara, 1951.
2. Bărglăzan A.: Fenomenul de cavitaţie la maşinile hidraulice. Academia R. P. R. Baza de cercetări ştiinţifice Timişoara. Studii şi cercetări ştiinţifice, Anul I 1953, nr. 1—4.
3. Lomakin A. A.: *Tentrobejnie i propelernie nasosi.* Editura Maşghiz, Leningrad, 1951.
4. Kviatcovskij V. S.: *Rabocii proţes osevoi ghidroturbini.* Editura Maşghiz, Moscova, 1951.
5. Pfleiderer C.: *Die Kreiselpumpen für Flüssigkeiten und Gase.* Editura Springer, Berlin, 1949.
6. Proskura G. F.: *Hidrodinamica turbomaşinilor.* Litografia Învăţământului Timişoara 1955. (tradus din limba rusă).
7. Anton I.: O nouă metodă pentru determinarea diametrului optim al butucului la maşinile hidraulice axiale. (Turbine şi Pompe). Academia R. P. R. Baza de cercetări ştiinţifice Timişoara. Studii şi cercetări ştiinţifice Anul I, 1953, nr. 1—4.
8. Bărglăzan A.: Beitrag zur berechnung von axial pumpen mit posiviter saughöhe. Bul. ştiinţif. al Şcolii Politehnice Timişoara XI—nr. 3—4.
9. Stepanoff A. I.: *Centrifugal and axial Flow Pumps.* Ed. John Willey et sous New-York, 1948.

ÉTUDES ET RECHERCHES EXPÉRIMENTALES SUR LA TRANSFORMATION DES POMPES AU DÉBIT MOYEN EN POMPES À GRAND DÉBIT

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on résout le problème de l'étude et de l'élaboration du projet d'un rotor de pompe Kaplan à un gabarit donné qui ne correspond pas à une situation normale.

Il s'agit de remplacer un rotor Lawaczek avec un rotor Kaplan, dans le but d'augmenter le débit de la pompe de 260 l/sec à 405 l/sec.

Pour l'étude de ce problème on a construit deux séries de pales et on a effectué des mesures dans les deux cas, en traçant les courbes caractéristiques de fonctionnement.

En conclusion, on donne les résultats comparatifs, du point de vue hydraulique, des deux rotors ainsi que quelques résultats concernant le fonctionnement à la cavitation de ces rotors.

ИЗУЧЕНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ О ПЕРЕДЕЛКЕ НАСОСОВ СРЕДНЕГО ДЕБИТА В НАСОСЫ БОЛЬШОГО ДЕБИТА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В данной работе решается вопрос исследования и проэктирования рабочего колеса насоса Каплан с габаритными размерами не соответствующими нормальному положению.

Речь идето замене рабочего колеса Лавачека колесом насоса Каплан, с целью увеличения дебита насоса от 260 л/сек. до 405 л/сек. Для изучения этого вопроса были построены две серии лопаток и были произведены измерения в обоих случаях с проведением характерных кривых работы.

В заключении даются сравнительные результаты работы этих двух колес с гидравлической точки зрения, а также несколько результатов касающихся их работы в случае кавитации.

METODE DE SINTEZĂ ALE MECANISMELOR CARE AU LA BAZĂ INLĂNȚUIREA PATRULATER ARTICULAT

DE

FRANCISC KOVÁCS

1. Introducere

Sinteza (proiectarea) mecanismelor avînd la bază o *înlănțuire inferioară*, este domeniu destul de puțin studiat în literatura tehnică de specialitate, tocmai datorită faptului că aplicarea unei teorii unitare ale acestei sinteze este de multe ori mai greoaie decît un șir de încercări de aproximare succesive, conduse în mod judicios și rațional, însă particulare mecanismului respectiv.

Aceste mecanisme au răspîndire destul de mare în construcția de mașini (mașini-unelte, mașini agricole, mașini textile, etc.) și vor primi o utilizare din ce în ce mai mare odată cu tendința de automatizare din ce în ce mai accentuată în industrie. Prin lucrarea de față, caut să propun anumite metode grafice și nomografice noi pentru proiectarea acestor mecanisme de înlănțuire inferioară.

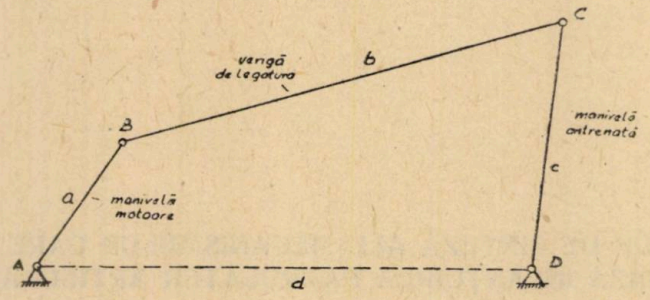
Ca metode generale ale sintezei mecanismelor cu înlănțuire inferioară astăzi utilizate, pot remarca în primul rînd alegerea numărului de verigi și elemente în așa mod, încît să fie asigurată mișcarea silită a mecanismului, precum asocierea grafică a 1, 2 sau 3 poziții succesive, ale 2 verigi din mecanism printr-o verigă de legătură.

Aceste metode însă, nu dau soluții mulțumitoare unei serii întregi de probleme, ce se pun proiectantului, ca de exemplu: aproximarea unei anumite legi de mișcare a verigii antrenate, evitarea pozițiilor de înțepenire, a pozițiilor cu o transmitere defavorabilă a forțelor, realizarea unei traiectorii anumite, etc. *prin alegerea convenabilă a dimensiunilor verigilor.*

In cele ce urmează, am căutat să sugerez cîteva metode care să răspundă la problemele sus puse, la proiectarea celor mai simple mecanisme de înlănțuire inferioară, cu înlănțuirea tip patrulater articulat. Acest mecanism are patru piese legate între ele în lanț închis, prin perechi de elemente de rotație. Studiul prezintă un interes, prin faptul că acest mecanism are o mare întrebuințare în tehnică, atît sine stătătoare, cît și mai ales, intrînd în componența unor mecanisme mai complicate.

Mecanismul cu înlănțuire tip patrulater articulat, are o verigă fixă — batiu, sau șasiu — o manivelă motoare, o verigă și o manivelă antrenată.

Este utilizată de obicei, să transforme mişcarea rotativă continuă a arborelui A, rigid asamblat cu manivela AB motoare, într-o rotaţie alternativă — oscilaţie — a manivelei CD, rigid legată de arborele D, antrenat.



Fgi. 1

Pentru acest lucru, manivela AB, trebuie să aibă posibilitatea să se rotească complet — B să descrie un arc de cerc de 360°, în jurul lui A — fără să intervină o poziţie de înţepenire a mecanismului. Condiţiile acestei mişcări sînt cunoscute:

$$a+d \leq c+b \quad (1)$$

$$a+b \leq c+d. \quad (2)$$

Unde a lungimea manivelei motoare
b „ verigii de legătură
c „ manivelei oscilante
d „ verigi fixe.

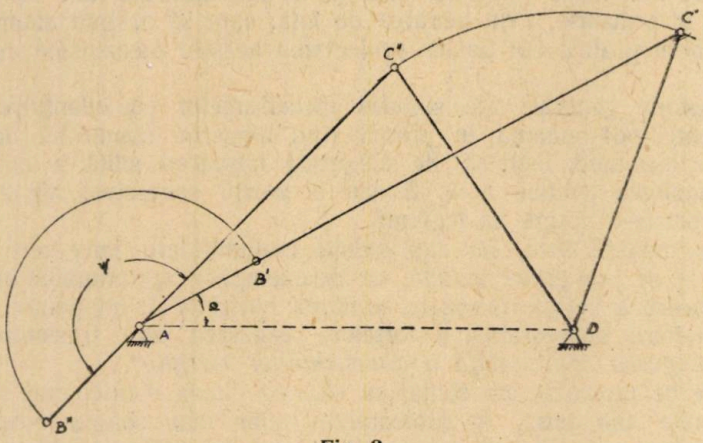


Fig. 2

Aceste 2 condiţii fiind îndeplinite, veriga AB, se poate roti complet în jurul lui A, iar veriga CD, va oscila în jurul lui D, ajungînd în poziţia de oprire, în momentele în care AB şi BC sînt de aceeaşi direcţie. Sînt posibile 2 asemenea poziţii — corespunzînd la 2 poziţii de oprire — de inversiune ale manivelei CD (fig. 2) — C' şi C''.

Notînd cu ψ, arcul parcurs de B, între cele 2 poziţii de inversiune ale manivelei CD, vitezele medii unghiulare de dus şi de întors în mişcarea oscilatorie CD — $\omega_{CD'}$ şi $\omega_{CD''}$ se vor raporta unul la altul,

$$\frac{\omega_{CD'}}{\omega_{CD''}} = \frac{\psi}{360^\circ - \psi}, \quad \omega_{AB} = \text{const.} \tag{3}$$

Rotirea manivelei CD se produce datorită unui moment de forţă P, care se transmite de la manivela AB, prin veriga de legătură asupra articulaţiei C, forţa avînd direcţia BC (fig. 3).

Forţa P_1, componenta lui P pe o direcţie perpendiculară pe direcţia CD, provoacă rotirea cu momentul $P_1 \cdot C$, iar forţa P_2 componentă pe direcţia lui CD, provoacă o întindere (sau compresiune) a verigii CD, defavorabilă atît din cauza solicitărilor efective în piesă, cît şi din cauza uzurii articulaţiei D, pe care o provoacă şi a momentului de frecare din această articulaţie, proporţional cu forţa P_2. In practică, se impune proiectantului limitarea forţei P_2, prin alegerea convenabilă a dimensiunilor mecanismului. Cum

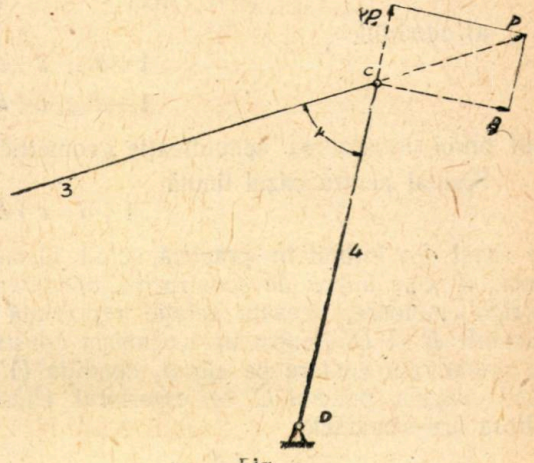


Fig. 3

$$P_2 = P\cos\mu \qquad \text{— din fig. 3} \tag{4}$$

unde μ e unghiul dintre BC şi CD.

Aceasta înseamnă restrîngerea unghiului μ între 2 limite:

$$\mu_k \leq \mu \leq 90^\circ + \mu_k \tag{5}$$

unde μ_k e unghiul de transmitere limită, pentru care avem forţa maximă admisă $P_{2k} = P\cos\mu_k$ — analog procedeului de la came, alegerea cercului de bază în funcţie de unghiul de presiune admis (v. Reşetov, Mecanisme cu came).

Am enumerat cîteva dintre aspectele funcţionării mecanismului patrulater. Voi trece acum, la propunerea unor metode de proiectare, ţinînd seama de aceste aspecte.

2. Metode grafice de proiectare

In cele ce urmează, voi utiliza similitudinea cinematică a mecanismelor patrulatere articulate: toate mecanismele patrulatere, care au acelaşi şir de rapoarte între veriga motoare: veriga de legătură: veriga antrenată: veriga fixă, se comportă cinematic asemenea. Voi lucra în consecinţă, cu un mecanism patrulater articulat, cu manivela de lungime, $a = 1$, dimensiunile primite din calcul pentru celelalte verigi, fiind aplicabile şi la alte mecanisme,

similare, înmulțind lungimea verigilor respective, cu lungimea reală a manivelei motoare, la aceste mecanisme.

Deci în general, vom avea verigile, de lungime:

motoare	1
de legătură	b
antrenată	c
fixă	d

a) condițiile

$$1+b \leqq c+d \tag{2}$$

$$1+d \leqq c+b \tag{1}$$

pot primi următoarea semnificație geometrică:

Scriind pentru cazul limită

$$1+d=c+b \tag{1'}$$

în cazul des întîlnit în practică, cînd distanța între lagărele de verigă fixă deci, d este impus de construcție, utilizarea mecanismului, și alegem lungimea verigii motoare, această relație reprezintă pentru punctul C, o elipsă cu focarele B și D. Pentru un mecanism construit așa, încît punctul C să cadă la prima reprezentare pe elipsă, condiția (1') va fi îndeplinită. Pentru cazul cînd alegem punctul C în exteriorul elipsei, condiția (1) este îndeplinită. Elipsa are semiaxele

$$\overline{O\alpha} = \frac{1+d}{2}$$

$$\overline{O\beta} = \sqrt{\frac{d\,(1-\cos\Omega)}{2}}$$ pentru punctul de inversiune exterior.

(O e mijlocul segmentului BD)

unde Ω = unghiul dintre poziția verigii motoare și veriga fixă (fig. 4).

Ea se poate aproxima bine prin 2 arce de cerc, cu centrele pe mediatoarea lui BD, care trec prin β respectiv β'.

Scriind pentru cazul limită, relația

$$1+b=c+d \quad \text{sau} \quad d-1=b-c \tag{2'}$$

unde d și l sînt cunoscute, ea va reprezenta pentru C, un alt loc geometric, și anume o iperbolă, cu focarele în B și D.

Alegînd C, între cele 2 arce de iperbolă, vom avea siguranță că și condiția (2) e îndeplinită.

Iperbola, avînd semi axa

$$\overline{O\gamma} = \frac{d-1}{2}$$

$$\overline{O\delta} = \sqrt{\frac{2d\,(1-\cos\Omega)}{2\,(d-1)}}$$

va avea ecuația asimptotelor

$$y = \pm \frac{2d\,(1-\cos\Omega)}{d-1} X \tag{6}$$

şi coeficientul lor unghiular

$$m = \pm \frac{2d\,(l - \cos \Omega)}{d - l}. \tag{7}$$

Înlocuind iperbola cu asimptotele ei, va fi suficient să alegem punctul C în domeniul marcat pe fig. 4 pentru a avea siguranţa că şi condiţia (2) e îndeplinită.

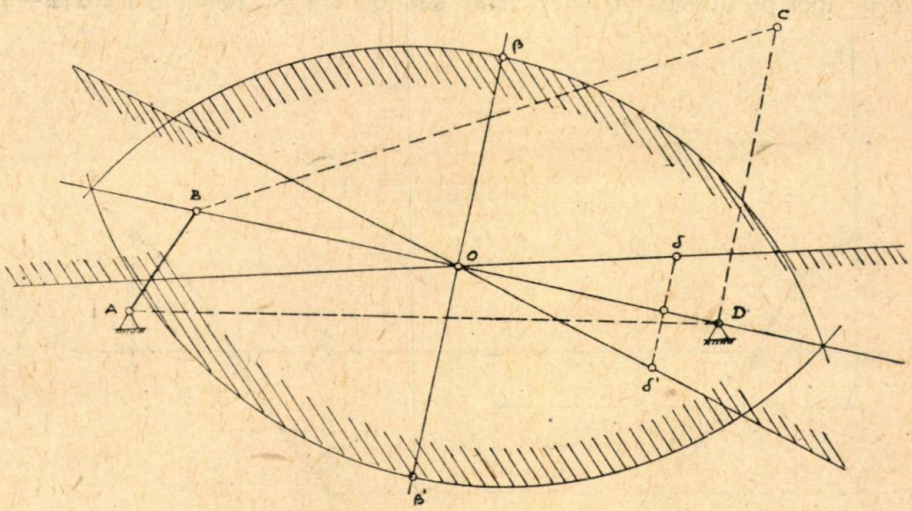


Fig. 4

Pentru a construi un patrulater articulat, cu veriga AB rotitoare şi veriga CD oscilantă, dîndu-se lungimea C şi alegînd lungimea manivele motoare, desenăm, veriga fixă şi manivela motoare într-o poziţie arbitrară.

Se construiesc apoi cele 2 curbe limită simplificate (arcele de cerc şi dreptele asimptote) şi se alege punctul C în domeniul arătat pe fig. 4 (Punctele β şi β' sînt pe mediatoarea segmentului BD, la distanţa $\frac{l+d}{2}$ de BD).

b) Presupunînd că se impune ca mişcarea manivelei oscilante să se facă aproximativ după o lege dată, care indică unghiul de rotaţie în funcţie de timp, vom stabili din legea impusă, unghiul de rotire a manivelei motoare între cele 2 poziţii de inversiune, ale manivelei oscilante. In cazul cel mai obişnuit, manivela motoare se roteşte cu viteză uniformă şi acest unghiu este proporţional cu timpul citit pe legea mişcării dată sub formă de diagramă (fig. 5).

Relaţia dintre ψ şi $\omega_{DC'}$ respectiv $\omega_{DC''}$ este dată de relaţia (3).

Să considerăm că poziţia de inversiune exterioară (C') a manivelei oscilante, manivela motoare face unghiul cu direcţia AD a lagărelor fixe.

Din fig. 6 se poate observa că pentru unghiul Ω şi unghiul ψ date, lungimea b a verigii de legătură este determinată prin relaţiile $(b+l)^2 + d^2 - 2(b+l)\,d\cos\Omega = (b-l)^2 + d^2 - 2(b-l)\,d\cos(180° - \Omega - \psi)$ care ordonată, ne dă:

$$b = \frac{d\,[\cos\Omega - \cos(180° - \Omega - \psi)]}{2 - d\,\{\cos\Omega - \cos[180° - (\Omega + \psi)]\}}. \tag{8}$$

Deci:

$$b = \frac{d\,[\cos\Omega - \cos(\Omega - \psi)]}{2 - d\,[\cos\Omega + \cos(\Omega + \psi)]}. \qquad (9')$$

Această relaţie ne sugerează următoarea construcţie grafică: (fig. 6):

Ducem prin punctul B' corespunzător unghiului Ω ales arbitrar o dreaptă de o direcţie arbitrară (fig. 7) segmentul AD, pe direcţia AB' şi obţinem $d\cos\Omega$, apoi pe direcţia AB'' (B'' fiind dat de $\Omega+\psi$), obţinînd $d\cos(\Omega+\psi)$.

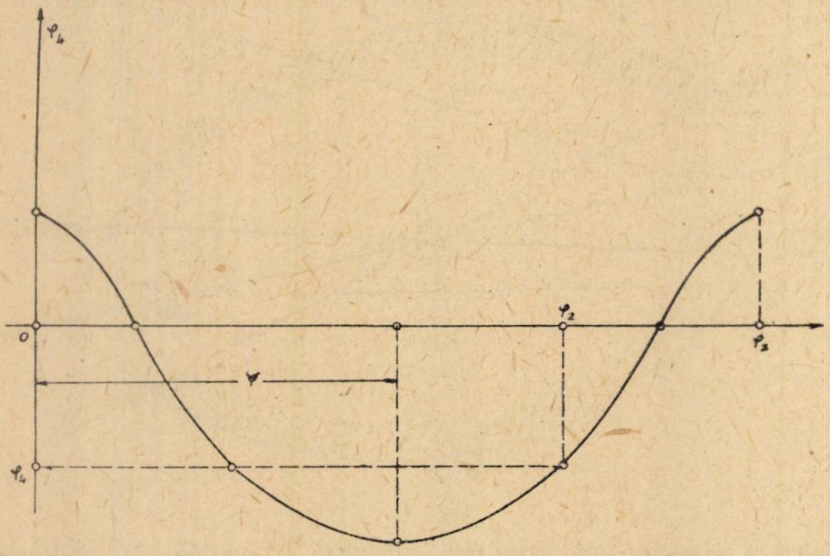


Fig. 5

Formînd sumele $d\cos\Omega - d\cos(\Omega+\psi)$, care pus pe dreapta oarecare ne dă $\overline{B'C'}$ şi $2 - d\cos\Omega - d\cos(\Omega+\psi)$ care pus pe dreapta arbitrară, ne dă $\overline{B'\mathcal{A}}$ şi unind A cu $\mathcal{A}'$, dacă ducem prin C' o paralelă la $\overline{\mathcal{A}A}$, ea va tăia direcţia

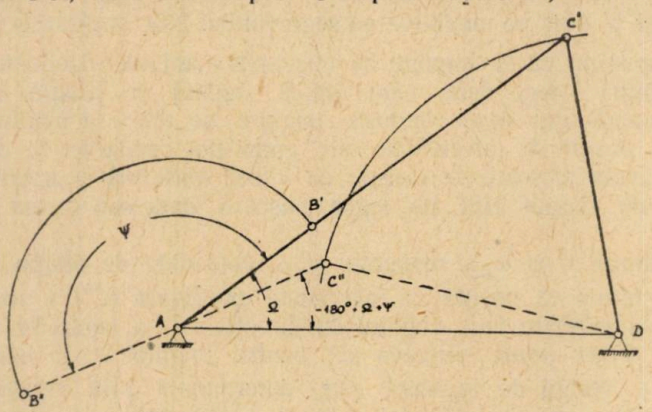


Fig. 6

AB', tocmai în punctul C', care ne va da lungimea verigii de legătură b căutată şi lungimea c, de asemenea, pentru ψ dat şi Ω ales arbitrar.

Pentru ca condiţia mişcării continui a verigii motoare să fie îndeplinită, trebuie să fie satisfăcute condiţiile (1) şi (2).

Iperbola — loc geometric, se reduce acum, tocmai la dreapta $B'D$, deci, pentru oricare punct ales, condiţia (2) este satisfăcută (ceea ce se vede simplu).

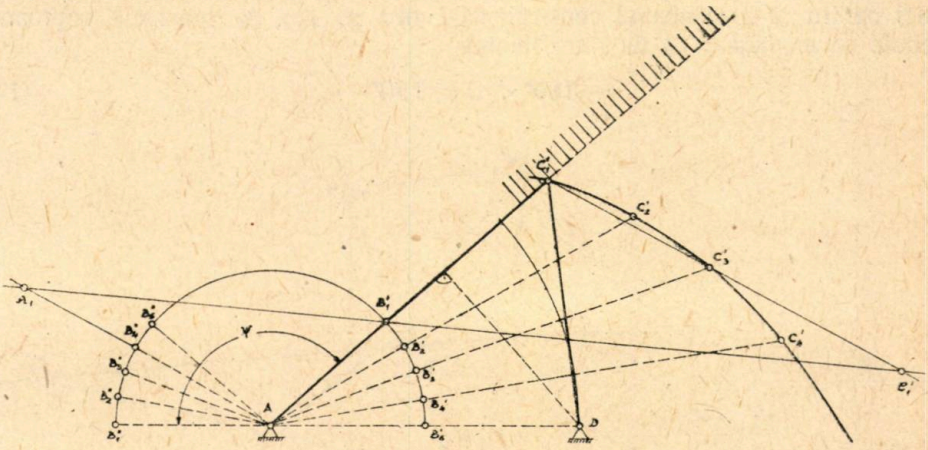


Fig. 7

Din condiţia (1), ţinînd seama de faptul, că C' se găseşte neapărat pe dreapta AB', care face unghiul Ω cu AD, scriind ecuaţia şi înlocuind:

$$c = \sqrt{(l+b)^2 + d^2 - 2(b+l)\cos\Omega}$$

făcînd reducerile obţinem:

$$b = \frac{d(1+\cos\Omega)}{2-d(1-\cos\Omega)}, \qquad (10')$$

ecuaţia unei elipse cu coordonatele polare $1+b$, Ω cu polul în A.

Pentru ca condiţia (1) să fie îndeplinită, C trebuie să fie în afara elipsei, deci

$$b \geq \frac{d(1+\cos\Omega)}{2-d(1-\cos\Omega)}. \qquad (10)$$

Egalînd (9′) şi (10′), pentru domeniul $0° < \Omega < 90°$ şi $180° > \psi > 90°$, practic, avem

$$\frac{d(\cos\Omega+1)}{2-d(\cos\Omega-1)} = \frac{d[\cos\Omega-\cos(\Omega+\psi)]}{2-d[\cos\Omega+\cos(\Omega-\psi)]}$$

de unde

$$\cos(\Omega+\psi) = -1, \quad \text{deci} \quad \Omega+\psi = 180°$$

sau

$$\Omega = 180° - \psi. \qquad (11)$$

Derivînd (9′) cît şi (10′), vom observa că pentru $d > 1$ şi $\psi < 180°$, — cazurile practice, — expresia (9′) are o derivaţiă negativă pentru cazul cînd $\Omega+\psi = 180°$, şi anume (12)

$$\left(\frac{\partial b}{\partial \Omega}\right)_{\Omega=180°-\psi} = \frac{2(d-1)\sin\phi}{N^2}$$

[unde N^2 un număr totdeauna pozitiv] şi expresia (10′) derivata

$$\left(\frac{\partial b}{\partial \Omega}\right)_{\Omega=180°-\psi} = \frac{2d(d-1(\sin\psi}{N^2} \tag{13}$$

(unde N^2 e un număr pozitiv) totdeauna pozitivă pentru domeniul considerat. Deci pentru ca mecanismul construit să-l aibă pe AB, ca manivelă rotitoare, trebuie ca unghiul Ω să fie între limitele

$$\psi - 180° < \Omega < 180° - \psi. \tag{14}$$

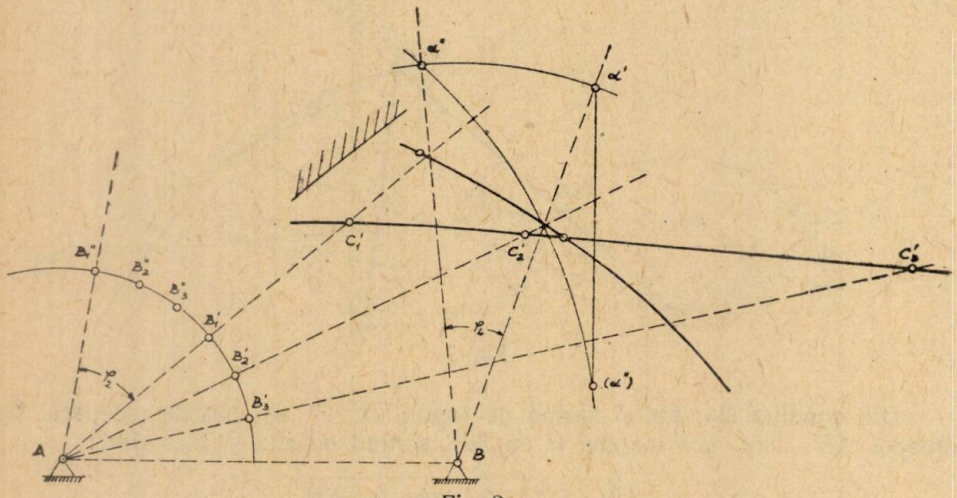


Fig. 8

Intre aceste limite, se trasează curba loc geometric a lui C' conform relaţiei (9′), punct cu punct. Oricare punct de pe această curbă, ales ca punct C' — deci poziţia de inversiune exterioară a lui C — mecanismul satisface amîndouă condiţiile: atît raportul vitezelor medii unghiulare ale manivelei oscilante este cel cerut, cît şi manivela AB, este o manivelă rotitoare.

Faptul că C' se poate alege pe o curbă, ne permite, să impunem încă o condiţie, mecanismului proiectat:

c) dacă vrem să aproximăm şi mai de aproape legea de mişcare a manivelei oscilante, putem impune ca ea să se rotească cu un anumit unghiu, dat, faţă de poziţia sa de inversiune DC', la un anumit unghiu de rotaţie a manivelei motoare, faţă de poziţia sa AB.

In acest caz vom utiliza cunoscuta metodă a asociaţiei poziţiilor, în repetate rînduri, pentru o serie de poziţii iniţiale AB, în domeniul limitat de relaţia (14). Pentru fiecare poziţie vom obţine cîte o dreaptă — loc geometric pentru C' care intersectată cu direcţiile AB' respective, ne dă, un punct C'.

Totalitatea punctelor C' găsite, ne vor da o altă curbă de loc geometric, care intersectată cu curba de (9′), dă punctul C' căutat (care satisface şi noua condiţie).

d) Dacă impunem condiţia ca unghiul de transmitere a forţei să fie în limitele

$$\mu_k \leq \mu \leq 90° + \mu_k, \tag{15}$$

unde u_k e unghiul limită impus, observăm că locul geometric a tuturor punctelor C' pentru $0° < \Omega < 180°$ pentru care unghiul de transmitere a forţei este chiar μ_k, este un cerc, care trece prin A şi D cu centrul pe mediatoarea segmentului AD, la distanţă de $\frac{d}{2} \cdot \text{cotg}\, \mu_k$ de acest segment (fig. 9).

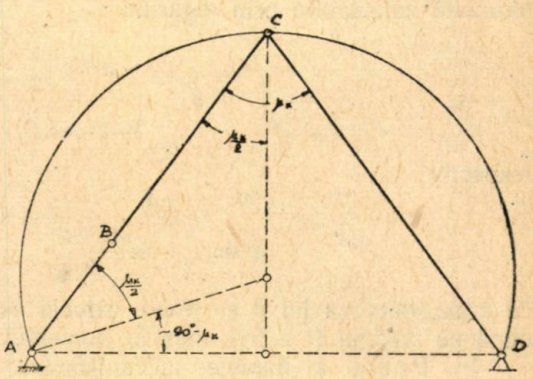


Fig. 9

Deoarece unghiul minim dintre veriga de legătură şi manivela oscilantă se realizează tocmai pentru poziţia de inversiune exterioară a manivelei oscilante, pentru punctele C' alese în interiorul cercului, vom avea condiţia $\mu > \mu_k$ îndeplinită. (fig. 10).

Spre verificare, punctele C'', pentru care se realizează unghiul de transmitere μ maxim, vor trebui să se afle în exteriorul unui alt cerc cu centrul tot pe mediatoarea lui AD la distanţa $-\frac{d}{2}\,\text{tg}\,\mu_k$ (deci sub) de AD, şi care trece deci prin A şi D.

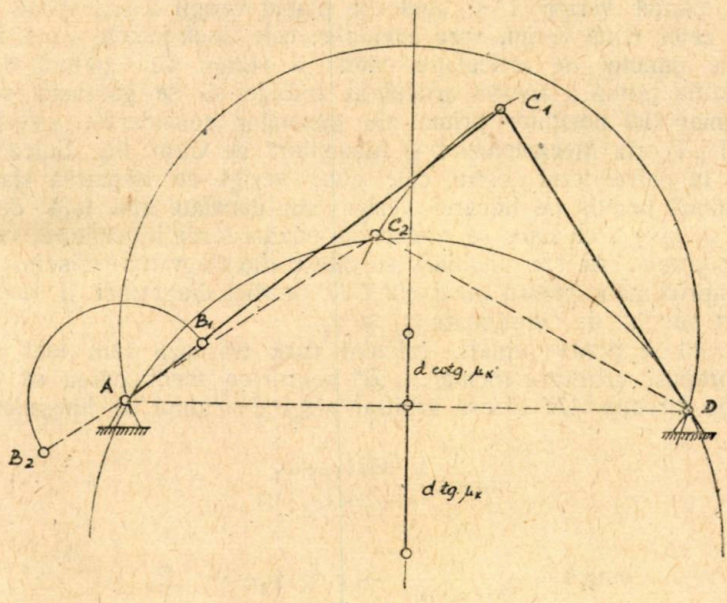


Fig. 10

3. Metode nomografice de calcul

Simplitatea calculului grafic în proiectarea mecanismelor faţă de calculul matematic, este evidentă. Dacă însă, pentru calculul matematic vom utiliza

nomograme, vom putea ajunge în unele cazuri, mai repede la rezultat decît efectuînd calculul grafic.

a) Dintr-adevăr, am construit o nomogramă pentru formula (9′) transformată calculabilă prin logaritmi:

$$b=\frac{-d\cdot\sin\frac{\psi}{2}\cdot\sin\frac{2\Omega+\psi}{2}}{1-d\cdot\cos\frac{\psi}{2}\cdot\cos\frac{2\Omega+\psi}{2}} \tag{9″}$$

respectiv

$$\frac{1}{b}=\frac{-1}{d\cdot\sin\frac{\psi}{2}\cdot\sin\frac{2\Omega+\psi}{2}}+\operatorname{cotg}\frac{\Omega}{2}\cdot\operatorname{cotg}\frac{2\Omega+\psi}{2}$$

de unde valoarea lui b se poate calcula cu nomogramele (I) şi (I′) bine înţeles după ce unghiul Ω a fost ales în domeniul delimitat de relaţia (14).

b) Pentru a impune mecanismului patrulater articulat condiţia din paragraful 2c, voi face următoarele consideraţiuni:

Construcţia „asocierii poziţiilor" are următorul principiu: dîndu-se două piese (verigi) în poziţii bine determinate se caută lungimea şi locul de articulaţie la cele două verigi, a unei verigi de legătură, care să permită la trecerea verigii 1 din poziţia primă în poziţia secundă, ca veriga 2 să treacă dintr-o poziţie primă într-una secundă, bine determinată. Se consideră un punct din planul verigii 1 şi unul din planul verigii 2 suprapuse în poziţia secundă a celor două verigi, spre exemplu: cele două puncte vor fi la aceeaşi distanţă de punctul de articulaţie căutat a verigii de legătură de a doua verigă. Poziţia primă a acestei articulaţii trebuie să se găsească pe mediatoarea segmentului poziţiilor prime ale punctelor considerate. (Vezi mai pe larg cursul „Teoria Mecanismelor şi Maşinilor" de Conf. Ing. Sulea Paul).

Luînd în patrulaterul nostru, cele două verigi cu mişcarea dată, AB şi CD, cele două poziţii ale fiecărei verigi sînt decalate una faţă de alta cu unghiurile φ_2 şi φ_4, cu care se rotesc din poziţia lorde inversiune, considerată ca poziţie primă. Aceste unghiuri se citesc din diagrama mişcării pe care vrem s-o aproximăm pentru manivela CD, (curbei diagramei îi impunem să treacă prin punctul de coordonate φ_2 şi φ_4).

In fig. 11 se poate urmări, calculul care urmează (am luat cele două puncte suprapuse arbitrare tocmai în B'' pentru ca mediatoarea să determine chiar C' pe direcţia AB' aleasă arbitrar alegînd unghiul Ω) lungimea $AB=1$. Atunci:

$$\operatorname{tg}\theta=\frac{\sin(\varphi_2+\Omega)}{d-\cos(\varphi_2+\Omega)}$$

sau

$$\operatorname{cotg}\theta=\frac{d}{\sin(\varphi_2+\Omega)}-\operatorname{cotg}(\varphi_2-\Omega)=E_1 \tag{16}$$

$$\theta=\operatorname{arccotg}E_1 \tag{16′}$$

ceea ce poate citi pe nomograma (II)

$$\nu=180°-(\theta+\Omega+\varphi_2),\quad \nu'=90°-\left(\theta+\Omega+\frac{\varphi_2}{2}\right),\quad \alpha=180°-\left(\theta+\Omega+\frac{\varphi_2+\varphi_4}{2}\right)$$

$$\overline{B''D}=\frac{\sin(\Omega+\varphi_2)}{\sin\theta},\quad \overline{B''E}=2\overline{B''D}\sin\frac{\varphi_4}{2}=2\frac{\sin(\Omega+\varphi_2)\sin\frac{\varphi_4}{2}}{\sin\theta}$$

$$\overline{B''B}=2\sin\frac{\varphi_2}{2},\quad \operatorname{tg}\beta=\frac{\overline{B''E}\sin\alpha}{\overline{B'B''}+\overline{B''E}\cos\alpha}=$$

$$=\frac{\sin(\Omega+\varphi_2)\cdot\sin\frac{\varphi_4}{2}\cdot\sin\left(\theta+\Omega+\frac{\varphi_2+\varphi_4}{2}\right)\sin\theta}{\sin\theta\cdot\sin\frac{\varphi_2}{2}+\sin(\Omega+\varphi_2)\cdot\sin\frac{\varphi_4}{2}\cos\left(\theta+\Omega+\frac{\varphi_2+\varphi_4}{2}\right)}$$

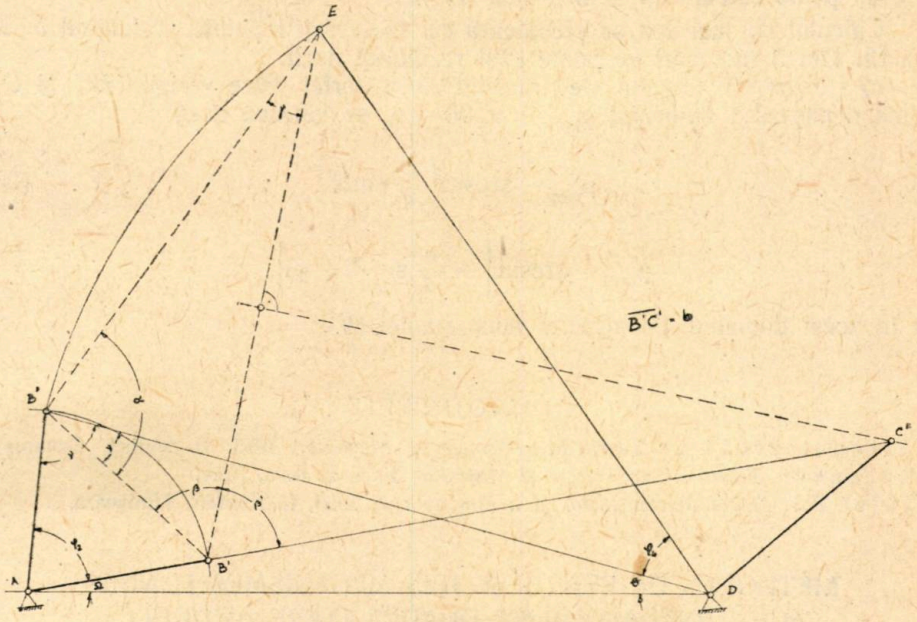


Fig. 11

sau

$$\operatorname{cotg}\beta=\frac{\sin\frac{\varphi_2}{2}}{\sin(\Omega+\varphi_2)\sin\frac{\varphi_4}{2}\cdot\sin\left(\theta+\Omega+\frac{\varphi_2+\varphi_4}{2}\right)}=E_2 \qquad (17)$$

$$\beta=\operatorname{arccotg}E_2 \qquad (17')$$

ceea ce se poate calcula cu nomogramele (III) partea I-a mai departe:

$$\overline{EB'}=\overline{B''E}\frac{\sin\left(\Omega+\theta+\frac{\varphi_2+\varphi_4}{2}\right)}{\sin\beta};\qquad b=\frac{\overline{EB'}}{2\sin\beta'}$$

$$b=\frac{\sin(\Omega+\varphi_2)\cdot\sin\frac{\varphi_4}{2}\cdot\sin\left(\Omega+\theta+\frac{\varphi_2+\varphi_4}{2}\right)}{2\sin\theta\cdot\sin\beta\cdot\cos\left(\frac{\varphi_2}{2}+\beta\right)} \qquad (18)$$

ceea ce se poate calcula cu nomograma (III) completă.

$$\frac{1}{b} = \frac{2 \sin\theta \cdot \sin\beta \cdot \cos\left(\frac{\varphi_2}{2} + \beta\right)}{\sin(\Omega + \varphi_2) \cdot \sin\varphi_4 \cdot \sin\left(\Omega + \theta + \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2}\right)} \tag{18'}$$

(observaţie: $0 < \Omega < 90°$).

Lungimea manivelei oscilante c rezultă atunci din

$$c = \sqrt{(1+b)^2 + d^2 - 2(b+1)\, d \cos\Omega}, \tag{19}$$

care se poate calcula cu nomograma (IV).

Calculul de mai sus se efectuează cu încercări repetate, calculînd b din I şi III. Din 3 încercări se poate găsi rezultatul dorit.

c) Pentru ca unghiul de transmitere a forţei între verigile BC şi CD să nu depăşească domeniul $\mu_k \leq \mu \leq 90° + \mu_k$ se verifică dacă

$$\mu_{min} = \arcsin\left(\frac{c}{d} \sin\Omega\right) \tag{20}$$

şi

$$\mu_{max} = \arcsin\left[-\frac{c}{d} \sin(\Omega + \psi)\right]$$

înt în acest domeniu, cu ajutorul nomogramei (V).

BIBLIOGRAFIE

1. Artoboleschi I. I.: *Teoria Mecanismelor şi Maşinilor*, 1955, L. romînă. Bucureşti.
2. Korenko: *Teoria Mecanismelor şi Maşinilor* 1954, L. rusă, Kiev.
3. Sulea P.: *Teoria Mecanismelor şi a Maşinilor I*, 1955, L. romînă, Timişoara.

MÉTHODES DE SYNTHÈSE DES MÉCANISMES FONDÉS SUR L'ENCHAÎNEMENT QUADRILATÈRE ARTICULÉ

(RÉSUMÉ)

Le travail présent s'occupe de l'établissement du projet des mécanismes qui ont à la base des enchaînements cinématiques de type inférieur.

On étudie des méthodes pour le choix de la longueur des chaînons dans les mécanismes basés sur l'enchaînement cinématique quadrilatère articulé, de manière que le mouvement du mécanisme soit fait selon certaines conditions imposées.

Ainsi, on propose de nouvelles méthodes graphiques de calcul pour le choix des dimensions afin que la manivelle motrice puisse toujours tourner dans le même sens; des méthodes qui permettent le choix de la longueur des chaînons de manière que la manivelle oscilante se meuve, approximativement, selon une certaine loi; des méthodes qui permettent le choix de la longueur des chaînons, de manière que l'angle de transmission de la force entre la manivelle entraînée et le chaînon de liaison reste dans les limites imposées.

Dans la dernière partie du travail, on propose des méthodes nomographiques pour la résolution des problèmes susmentionnés.

Les méthodes montrées peuvent être appliquées aussi à d'autres mécanismes à enchaînement inférieur.

МЕТОДЫ СИНТЕЗА МЕХАНИЗМОВ ИМЕЮЩИХ В ОСНОВЕ СЦЕПЛЕНИЕ ШАРНИРНОГО ЧЕТЫРЕХУГОЛЬНИКА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

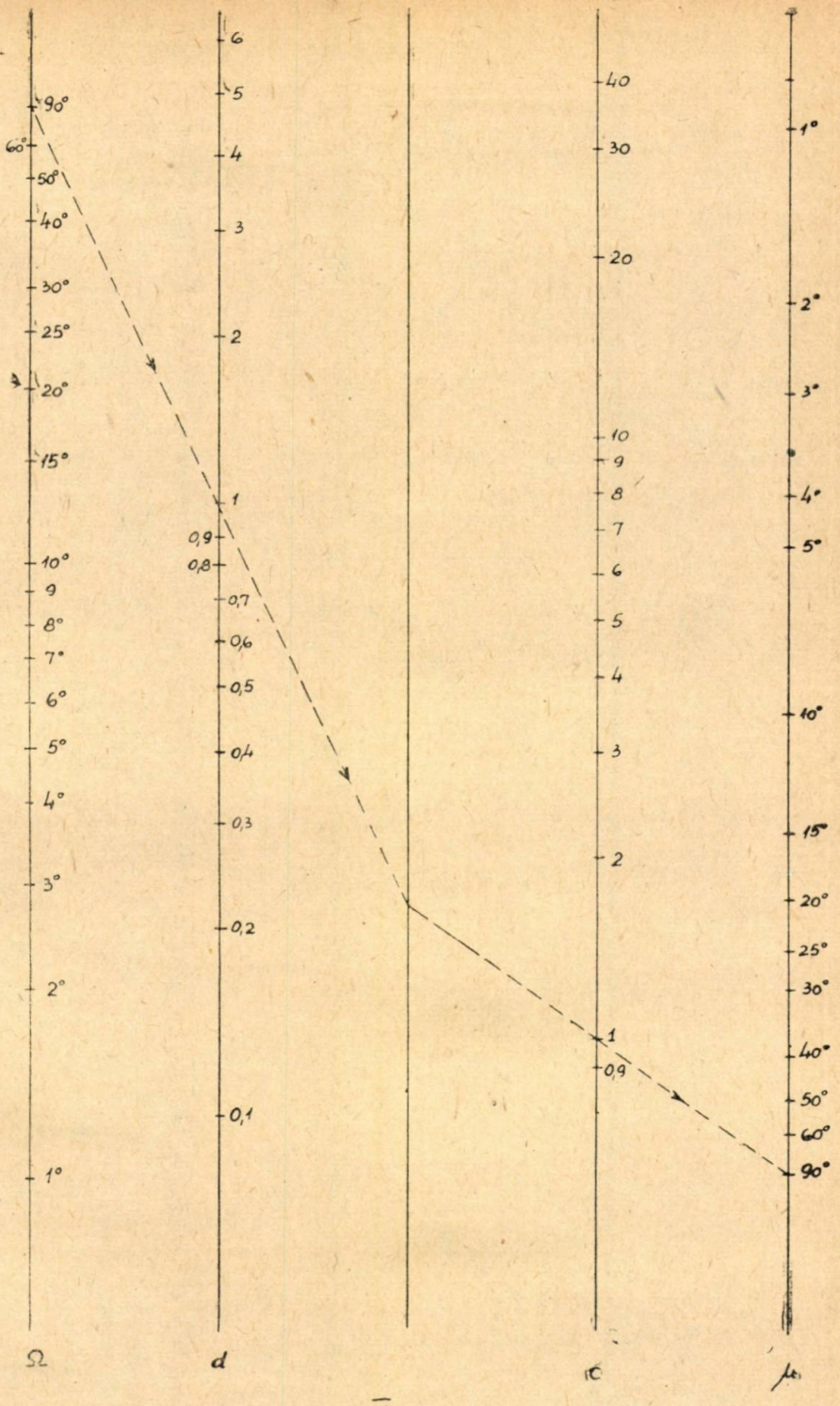
Работа освещает проектирование механизмов имеющих в основе кинематические сцепления низшего типа.

Рассматриваются методы выбора длины колец механизмов имеющих в основе кинематическое сцепление шарнирного четырехугольника таким образом чтобы движение механизма имело место по заданным требованиям.

Предлогаются новые методы графического расчёта для выбора размеров таким образом чтобы кривошип мог вращаться в одном и том же направлении. Настоящие методы позволяют выбрать длины колец, с таким расчётом чтобы колеблющийся кривошип двигался по определенному закону с большим приближением. Излогаемые методы дают также возможность выбрать длины колец, так чтобы угол передачи силы между кривошипом и связывающим кольцом оставался в данных пределах.

Последняя часть работы содержит номографические методы решения вышеуказанных вопросов.

Указанные методы могут применяться и к другим механизмам, имеющим в основе низшее сцепление.



V

Nomograma V

CERCETĂRI ASUPRA COEFICIENTULUI DE INFLUENȚA AL REȚELELOR DE PROFILE HIDRODINAMICE CU CONTUR OARECARE (REȚEAUA TURBINEI)

DE

ERNEST SISAK

Problema profilării paletelor rotorilor de turbină axială (Kaplan) se încadrează în teoria hidrodinamică a rețelelor de profile. Rețeaua de profile rezultă din secționarea rotorului cu suprafețe cilindrice coaxiale (fig. 1 a). Desfășurarea în plan a acestor suprafețe ne dă rețeaua plană de profile (fig. 1 b).

Din hidrodinamică se cunoaște că, pentru un profil dat, caracteristicile hidrodinamice în cazul cînd profilul se află în rețea diferă, în general, de caracteristicile profilului izolat.

Calculul paletelor rotorilor de turbină axială după metoda forțelor por-

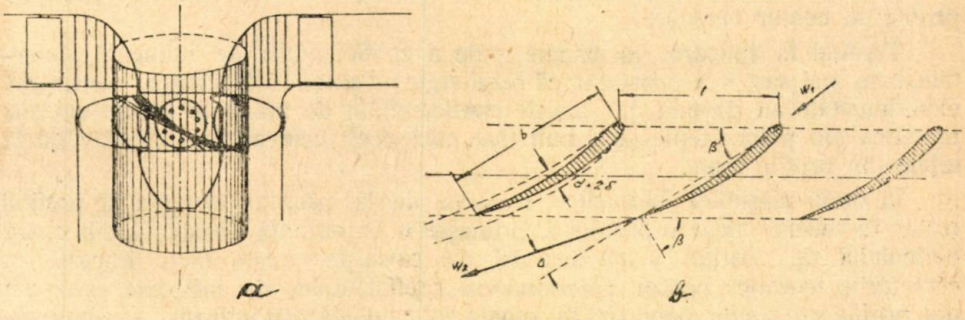


Fig. 1 Schema trecerii dela rețeaua de profile a rotorului la rețeaua plană

tante utilizează profile ale căror caracteristici hidrodinamice și de cavitație sint cunoscute teoretic și experimental în cazul cînd sînt considerate izolat, în curent nelimitat. Pentru a putea alege profilul, portanța unitară a profilului în rețea C_{yr} trebuie recalculată pentru cazul profilului izolat C_{yI}. Factorul

care ţine seama de deosebirea dintre C_{yr} şi C_{yl} este coeficientul de influenţă al reţelei şi se determină prin raportul

$$\frac{C_{yr}}{C_{yl}} = K. \tag{1}$$

Metoda forţelor portante se poate aplica fără a ţine seama de influenţa reţelei numai în cazul reţelelor de profile foarte rare $\left(\text{pasul relativ } \frac{t}{b} \text{ mare}\right)$, deoarece în acest caz caracteristicile profilului izolat diferă foarte puţin de caracteristicile aceluiaşi profil în reţea $\left(\text{cazul elicelor de avion cu } \frac{t}{b} > 2\right)$.

La calculul rotorilor turbinelor axiale, la care valoarea pasului relativ este aproape de 1, este necesară introducerea factorului de corecţie la valorile portanţei determinate din caracteristicile hidrodinamice ale profilului izolat.

Determinarea pe cale teoretică a coeficientului de influenţă al reţelei a format obiectul multor cercetări. In cazuri de reţele simple (plăci drepte, curbe), în lichid ideal, s-au găsit soluţii teoretice riguroase pentru variaţia coeficientului de influenţă K_0 în funcţie de parametrii reţelei.

Valorile coeficientului K_0 se pot lua din graficul $K_0 = f\left(\frac{t}{b}\right)$ la $\beta' = \text{const.}$ (vezi de exemplu cursul de Maşini Hidraulice p. I, de Prof. Bărglăzan A., I. P. T. 1951).

In cazul reţelelor din profile cu contur oarecare se pot utiliza valorile coeficientului de influenţă al reţelei din plăci drepte introducînd noţiunea reţelei echivalente. Reţeaua echivalentă din plăci drepte a unei reţele de profile cu contur oarecare este acea reţea, plăcile căreia, avînd acelaşi pas şi aceeaşi direcţie a primei axe hidrodinamice, dau aceeaşi circulaţie ca şi reţeaua de profile cu contur oarecare.

Trecînd la aplicarea în calcule reale a coeficientului de influenţă, determinat ca mai sus, s-a constatat că rezultatele nu sînt satisfăcătoare. Verificările experimentale au dovedit că valorile coeficientului de influenţă pentru reţeaua teoretică din plăci drepte sînt mult mai mici decît cele aflate experimental la reţele din profile reale.

In cazul maşinilor hidraulice trecerea de la profilul în reţea la profilul izolat, în vederea alegerii profilului, primeşte o importanţă deosebită din cauza pericolului de apariţie a fenomenului de cavitaţie. Acest lucru impune ca cercetările teoretice pentru determinarea coeficientului de influenţă al reţelei din profile cu contur oarecare să scoată în evidenţă atît influenţa caracteristicilor geometrice ale profilului $\left(\text{grosime relativă } \frac{d}{b}, \text{ curbură relativă } \frac{f}{b}\right)$ şi a parametrilor reţelei $\left(\text{pas relativ } \frac{t}{b}, \text{ unghiu de aşezare } \beta'\right)$, cît şi influenţa proprietăţilor reale ale lichidului (în cazul nostru apa, prin grosimea stratului limit δ).

In cartea recent apărută a academicianului G F. Proskura [4] expresia portanței unitare a profilelor cu contur oarecare în rețeaua după schema turbinei (fig. 1b), este dată sub forma

$$C_{yr}=2\pi K_0 \frac{\Delta+\alpha}{1-\frac{\Delta}{\operatorname{tg}\beta'}}, \tag{2}$$

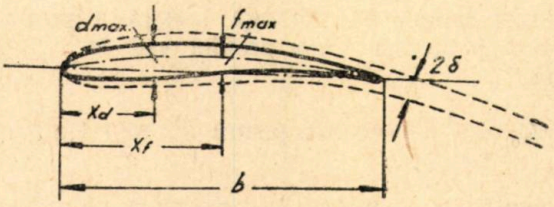


Fig. 2. Caracteristicile geometrice ale profilului

unde: K_0 este coeficientul de influență al rețelei din plăci drepte (funcție de pasul relativ $\frac{t}{b}$ și de unghiul de așezare al reței β');

α — unghiul de incidență;

Δ — incidența de portanță unitară nulă a profilului în rețea (din relația (2), punînd condiția $C_{yr}=0$);

β' — unghiul de așezare al rețelei.

Unghiul Δ depinde de caracteristicile geometrice ale profilului: grosime maximă relativă $\frac{d}{b}$, curbura maximă relativă $\frac{f}{b}$ și de proprietățile lichidului real, prin grosimea relativă a stratului limit $\frac{\delta}{b}$; Δ mai depinde și de unghiul de așezare al rețelei β'.

$$\Delta=\frac{\operatorname{tg}\beta'\left(\frac{2fm}{b}+\frac{d}{b}+\frac{2\delta}{b}\right)}{\operatorname{tg}\beta'+2\left(\frac{2fm}{b}+\frac{d}{b}+\frac{2\delta}{b}\right)}. \tag{3}$$

In felul acesta expresia portanței unitare a profilului cu contur oarecare în rețeaua după schema turbinei conține toți factorii de care depinde valoarea ei; forma profilului $\left(\frac{d}{b}\text{ și }\frac{f}{b}\right)$, parametrii rețelei $\left(\frac{t}{b}\text{ și }\beta'\right)$ și proprietățile lichidului real $\left(\frac{\delta}{b}\right)$.

Portanța unitară a profilului izolat, după teorema lui Jukovski, are expresia:

$$C_{yi}=2\pi\sin(\alpha_0+\alpha)\approx 2\pi(\alpha_0+\alpha), \tag{4}$$

este deci funcție liniară de incidența α, cînd aceasta are valori mici.

In expresia (4) α_0 este incidența de portanță unitară nulă a profilului izolat, (se poate calcula după formula lui Munk).

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

Făcînd raportul celor două expresii C_{yr} şi C_{y1}, obţinem expresia coeficientului de influenţă K al reţelei din profile cu contur oarecare, în curentul de lichid real, reţeaua fiind după schema turbinei.

$$K=\frac{C_{yr}}{C_{y1}}=K_0\frac{1}{1-\frac{\Delta}{\operatorname{tg}\beta'}}\cdot\frac{\Delta+\alpha}{\alpha_0+\alpha}. \qquad (5)$$

Trebuie remarcat faptul, că portanţa unitară a profilului este funcţie liniară de incidenţa α şi în cazul cînd profilul este în reţeaua turbinei. Din expresia(2) avem:

$\frac{dC_{yr}}{d\alpha}=2\pi K_0\frac{1}{1-\frac{\Delta}{\operatorname{tg}\beta'}}$ = const. pentru fiecare reţea dată. De aici rezultă o metodă foarte simplă de a construi caracteristica hidrodinamică $C_{yr}=f(\alpha)$ a profilelor în reţeaua turbinei, cu ajutorul valorii unghiului Δ (cînd $C_{yr}=0$) şi a portanţei C_{yr}, la incidenţa $\alpha=0$.

Expresia (2) a fost supusă de noi unor verificări experimentale în tunelul hidrodinamic din laboratorul de Maşini Hidraulice al Institutului Politehnic din Harkov, condus de academicianul G. F. Proskura.

Descrierea instalaţiei experimentale

Cercetările experimentale au fost executate în tunel hidrodinamic de tip deschis (fig. 3). La acest tip de tunel modificarea coeficientului de cavitaţie al curentului se realizează prin modificarea vitezei medii din sistemul de conducte, cînd se modifică şi valoarea numărului Re.

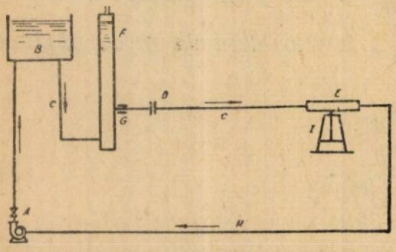


Fig. 3. Schema tunelului hidrodinamic

In aceasta constă deosebirea faţă de instalaţiile de tip închis, la care coeficientul de cavitaţie se poate modifica prin creare de presiune sau depresiune în sistem, păstrînd viteza medie constantă, deci şi Re=const.

Pompa diagonală A, de turaţie constantă debitează în rezervorul deschis B, de unde apa prin conducta C (⌀ 250 mm) ajunge în partea activă a instalaţiei E. La distanţa de 12 m înaintea părţii active se află o coloană de echilibru F şi o reţea G pentru uniformizarea curentului pe secţiunea conductei. Coloana serveşte la eliminarea aerului în timpul umplerii sistemului de conducte cu apă. Din partea activă E, apa este condusă prin conducta H la orificiul de absorbţie al pompei A.

Partea activă a tunelului hidrodinamic are secţiunea dreptunghiulară cu următoarele dimensiuni:

înălţimea canalului $l=$ 60 mm
lăţimea canalului $B=$ 400 mm
lungimea canalului $L'=1040$ mm.

Partea activă se mai prelungește în ambele sensuri cu cîte un corp cu aceeași secțiune dreptunghiulară; lungimea corpului dinaintea rețelei este de 730 mm și 300 mm după rețea. In felul acesta lungimea totală a părții cu secțiunea dreptunghiulară este egală cu $L=2070$ mm.

Pereții laterali ai părții active sînt prevăzuți cu ferestre din sticlă organică (Plexiglass) de grosimea 16 mm; dimensiunile ferestrelor sînt 60×400 mm. Prin aceste ferestre laterale se poate lumina curentul, ușurînd observarea fenomenelor care se petrec în tunel. Fereastra de observare din capacul tunelului are diametrul 200 mm (sticlă organică de 16 mm grosime).

In corpul părții active se așază placa de care se fixează profilele rețelei de studiat. Pasul găurilor s-a ales astfel încît pasul relativ al rețelei de profile să cuprindă următoarele valori:

$$\frac{t}{b}=0{,}5;\ 0{,}625;\ 1{,}0;\ 1{,}25;\ 1{,}50;\ 1{,}875;\ 2{,}0;\ 2{,}5.$$

Unghiul format de linia rețelei de profile cu axa longitudinală a tunelului s-a ales 30°; acest unghi este cunoscut sub denumirea de unghi de așezare al rețelei de profile și se notează cu β'.

In pereții corpului dreptunghiular sînt practicate găuri, prin care se introduc tuburile pentru măsurarea vitezei curentului și se măsoară presiunea statică.

Aparate de măsură

Ridicarea caracteristicii hidrodinamice $C_y=f(\alpha)$ în regim fără cavitație ($\lambda=\infty$) necesită cunoașterea următoarelor mărimi:

— viteza mijlocie a curentului la distanță suficient de mare înaintea rețelei;

— mărimea și direcția vitezei la intrarea și eșirea din rețeaua de profile;

— presiunea statică din conductă înaintea rețelei;

— efortul P_y care acționează asupra profilului.

a) Viteza mijlocie a curentului s-a măsurat cu ajutorul unei diafragme standardizate D (fig. 3), montată la distanța de 8,5 m înaintea părții active.

b) Mărimea și direcția vitezei la intrarea și eșirea din rețeaua de profile au fost măsurate cu ajutorul unor tuburi cilindrice, prevăzute cu două orificii radiale formînd un unghi de 80° între ele. Orificiile sînt legate la un piezometru diferențial cu mercur.

Direcția curentului se determină din indicația zero a piezometrului cu mercur. Această poziție a piezometrului se obține cînd presiunile în cele două orificii sînt egale. Presiunile sînt egale numai în cazul cînd direcția curentului este simetrică față de axele acestor orificii. Această direcție se citește pe limbul aparatului.

Direcția curentului fiind cunoscută în acest fel, mărimea vitezei locale se află după indicația aceluiași piezometru diferențial, în care scop este necesar a roti tubul cilindric cu un unghi, egal cu jumătatea unghiului format de axele celor două orificii adică la 40°. Valoarea vitezei se citește din curba de etalonare.

c) Presiunea statică din conductă s-a măsurat cu ajutorul unui piezometru cu rezervor dechis. Priza se află la distanţa 660 mm înaintea profilului central în peretele lateral al canalului.

d) Balanţa hidrodinamică *I* (fig. 3). Măsurarea forţelor se face la profilul central al reţelei cu ajutorul unei balanţe cu două componente (fig. 4).

Balanţa se compune dintr-un pivot, care se sprijină la partea sa inferioară pe un vîrf de oţel călit. Pivotul este legat prin corzi de oţel cu talerele balanţei, respectiv cu membrana cutiilor de măsură. Una din corzi (x) este întinsă în lungul axei tunelului, alte două (y) sînt legate perpendicular pe axa tunelului.

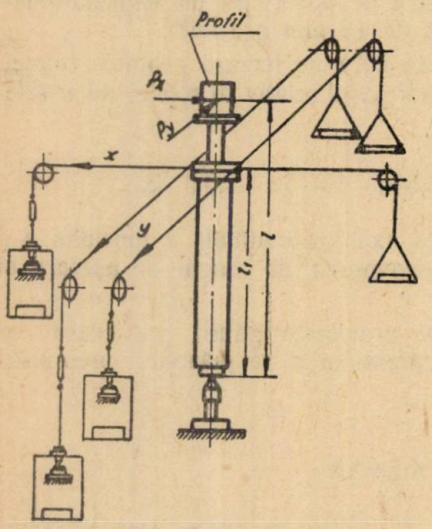


Fig. 4. Schema balanţei hidrodinamice

In spaţiul inelar din interiorul pivotului, spaţiu umplut cu mercur, pătrunde o ţeavă prinsă cu buloane de corpul părţii active a tunelului. In felul acesta se realizează o presetupă care închide comunicarea dintre interiorul tunelului şi atmosferă.

Pivotul balanţei, care poartă profilul, sub acţiunea forţelor de presiune P_y şi de rezistenţă P_x se înclină din poziţia iniţială verticală, acţionînd asupra membranei cutiilor de măsură. Interiorul cutiilor comunică prin tuburi piezometrice înclinate cu atmosfera; cutiile sînt umplute cu mercur. Inclinarea pivotului produce modificarea nivelului mercurului în tuburile piezometrice ale cutiilor de măsură. Pentru restabilirea nivelului iniţial în tuburile piezometrice ale cutiilor, talerele corespunzătoare ale balanţei se încarcă sau se descarcă cu greutăţi. Aceste greutăţi permit apoi determinarea forţelor P_y şi P_x şi a coeficienţilor unitari C_y şi C_x

$$C_y = \frac{P_y}{\frac{1}{2}\rho w^2 bl}; \quad C_x = \frac{P_x}{\frac{1}{2}\rho w^2 bl}.$$

Valorile forţelor P_x şi P_y măsurate în acest fel se recalculează ţinînd seama de braţul de pîrghie dintre punctul de sprijin al pivotului şi punctul de aplicare al forţelor pe profil l, respectiv punctul de legare al corzilor de oţel l_1.

Unghiul de incidenţă se controlează după diviziunile inelului, divizat din 30 în 30 minute, aflat la partea superioară a pivotului.

La toate aparatele de măsură s-a ţinut seama de erori, stabilind eroarea relativă pentru fiecare măsurătoare în parte.

Rezultatele cercetărilor şi analiza lor

Au fost încercate două profile 5 şi 4 ale unei turbine de laborator (macheta turbinei propusă pentru centrala de la Kahovka) cu următoarele caracteristici geometrice:

Secțiunea de calcul	$\frac{r}{R}$	d	$\overline{x}_d$	$\overline{f}$	$\overline{x}_f$
5	55	8,90	30	4,2	50
4	62,5	8,05	30	3,6	50

$\frac{r}{R}$ este raza relativă a secțiunii de calcul;

$\overline{d}=\frac{d}{b}$ — grosimea maximă relativă a profilului;

$\overline{x}_d$ — distanța grosimii maxime relative de la muchia de intrare;

$\overline{f}=\frac{f}{b}$ — curbura maximă relativă;

$\overline{x}_f$ — distanța curburii maxime relative de la muchia de intrare.

In cadrul lucrării, pe profilul central al rețelei au fost măsurate forța portantă și cea de rezistență cu ajutorul balanței hidrodinamice. Pentru incidența α în cazul profilului izolat am luat valori de la $-4°$ la $+12°$, din două în două grade. Pentru profilul în rețeaua turbinei am ales valori ale pasului relativ $\frac{t}{b}=0{,}5$; 1,0 și 1,5 sub un unghi de așezare $\beta'=30°$, la patru valori ale incidenței α.

Parametrii aleși $\frac{t}{b}$ și β' au valori apropiate pasului relativ și unghiului de așezare ale celor două secțiuni 5 și 4, profilele cărora se studiază.

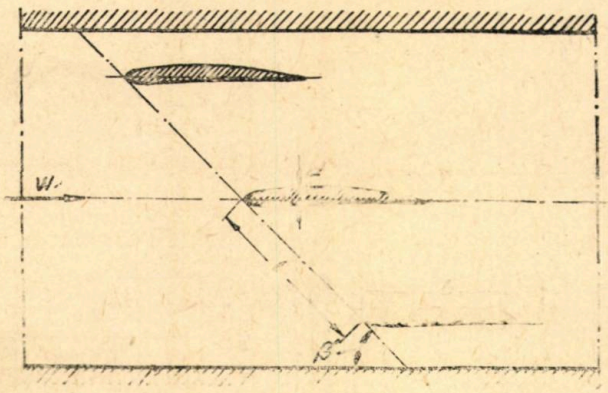


Fig. 5. Rețeaua plană de profile în schema turbinei

Rezultatele cercetărilor noastre sînt arătate sub formă de grafice (fig. 6). Liniile trasate gros se referă la profilul în rețea, cele subțiri la profilul izolat. Liniile punctate arată funcția teoretică $C_{yr}=f(\alpha)$ după relația (2) pentru profilul în rețea. Linia întreruptă subțire dă funcția teoretică $C_{y1}=f(\alpha)$ (4). Rezultatele verificărilor experimentale sînt date prin linii pline.

Caracteristica hidrodinamică $C_y=f(\alpha)$ este dată pentru profilul în rețea și izolat, în regim fără cavitație, pe întregul interval de la $C_{y1}=0$ la $C_{y1\ max}$.

Regimului ales corespunde valoarea numărului Reynolds, luat faţă de coarda profilului

$$Re_b = 0{,}24 \cdot 10^6.$$

Compararea rezultatelo. teoretice şi experimentale confirmă caracterul liniar al funcţiei $C_{yr} = f(\alpha)$ şi arată că liniile teoretice şi experimentale sînt suficient de apropiate ca mărime şi direcţie în cazul reţelei cu pasul relativ

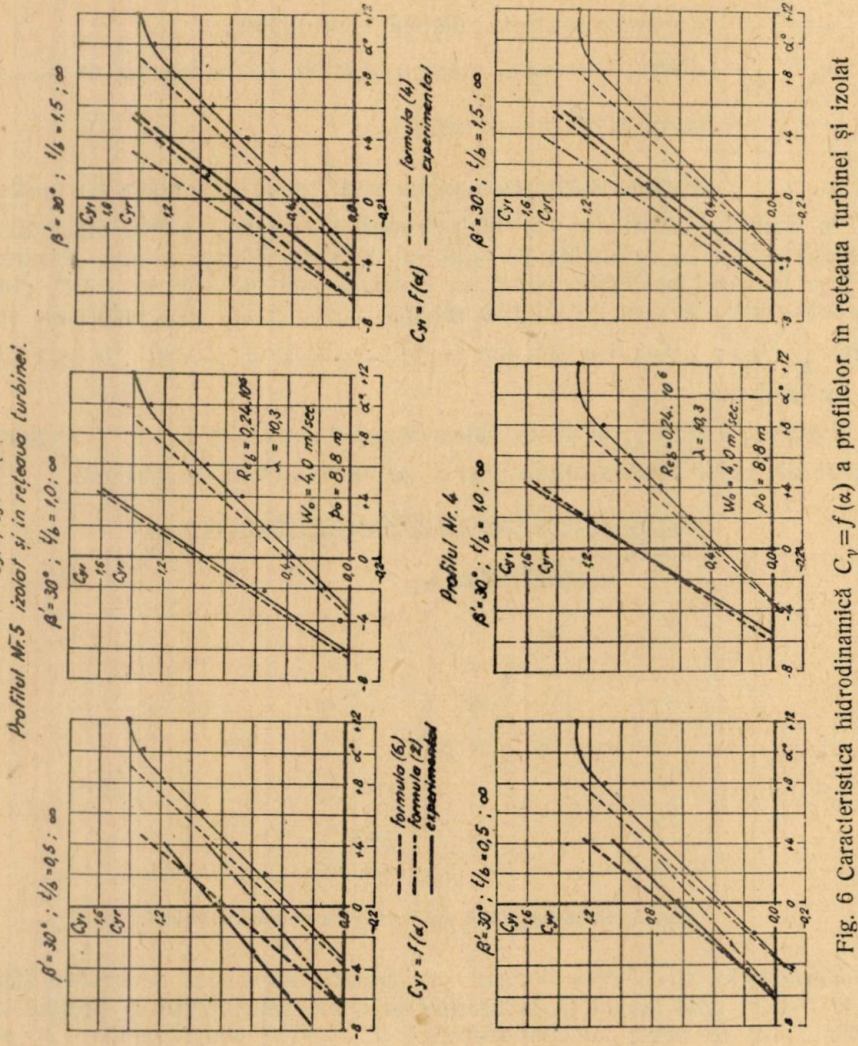


Fig. 6 Caracteristica hidrodinamică $C_y = f(\alpha)$ a profilelor în reţeaua turbinei şi izolat

$\frac{t}{b} = 1$. La $\frac{t}{b} = 0{,}5$ valorile teoretice ale portanţei C_{yr}, determinate cu formula (2), sînt mai mici decît cele experimentale, iar la $\frac{t}{b} = 1{,}5$ invers: $C_{yr\ teor} > C_{yr\ exper.}$ In cazul reţelelor cu pasul relativ $\frac{t}{b} = 0{,}5$ şi 1,5 rezultatele expe-

rimentale sînt mai apropiate de cele teoretice în cazul cînd în expresia portanței unitare a profilului în rețea C_{yr} se introduce un factor de corecție de forma

$$\frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}},$$

obținînd

$$C_{yr} = \frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}} 2\pi K_0 \cdot \frac{\Delta + \alpha}{1 - \frac{\Delta}{\operatorname{tg}\beta'}}, \tag{6}$$

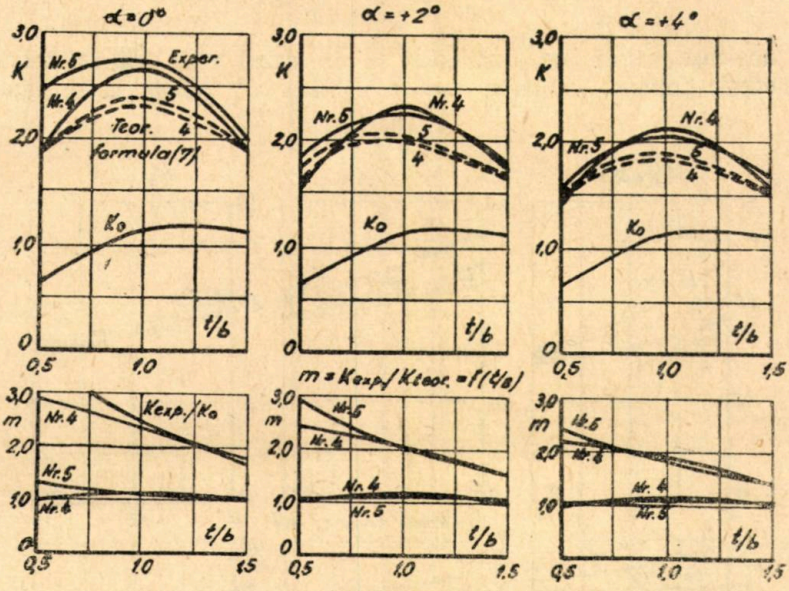


Fig. 7. Coeficientul de influență al rețelei K în funcție de pasul relativ $\frac{t}{b}$ la incidența α constantă

iar coeficientul de influență al rețelei

$$K = \frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}} K_0 \frac{1}{1 - \frac{\Delta}{\operatorname{tg}\beta'}} \cdot \frac{\Delta + \alpha}{\alpha_0 + \alpha}. \tag{7}$$

Funcția $C_{yr} = \frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}} f(\alpha)$ (6) este reprezentată în grafice prin linii întrerupte groase.

Folosind datele graficelor (fig. 6), au fost trasate curbele teoretice și experimentale ale coeficientului de influență al rețelei de profile nr. 5 și 4 în funcție de pasul relativ $\frac{t}{b}$, la valori constante ale incidenței: $\alpha° = 0$; $+2$ și $+4$.

Curbele teoretice $K=f\left(\frac{t}{b}\right)$ s-au trasat ţinînd seama de factorul de corecţie $\frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}}$, la $\beta'=30°$. Graficele conţin de asemenea şi curba $K_0=f\left(\frac{t}{b}\right)$ pentru reţeaua din plăci drepte.

In literatură [3; 4] se obişnueşte a compara rezultatele obţinute experimental cu cercetările teoretice sub forma raportului dintre valorile găsite experimental faţă de cele teoretice. La partea de jos a figurii 7, sînt date curbele:

$$m=\frac{K_{exper.}}{K_{teor.}}=f\left(\frac{t}{b}\right)$$

şi

$$m'=\frac{K_{exper.}}{K_0}=f\left(\frac{t}{b}\right)$$

pentru aceleaşi valori ale incidenţei α. In cazul cînd datele teoretice şi experimentale coincid, valoarea raportului m şi m' trebuie să fie egală cu 1.

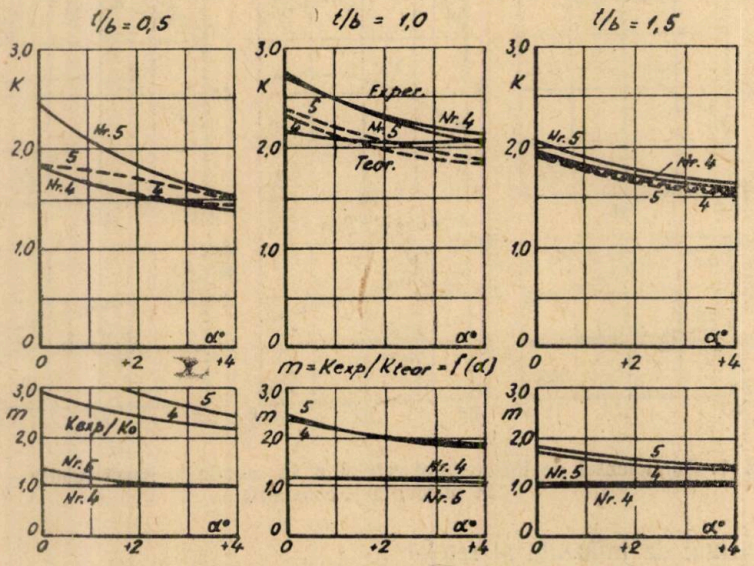


Fig. 8. Coeficientul de influenţă al reţelei K în funcţie de incidenţa α la $\frac{t}{b}=\text{const}$

In limitele studiate de noi ale parametrilor reţelei de profile raportul m dă valori apropiate de cea ideală, egală cu unu şi deci expresia K (7) determină cu suficientă exactitate coeficientul de influenţă al reţelei de profile groase, cu contur oarecare în curent de apă, în regim fără cavitaţie.

Curbele m' pe fig. 7, confirmă faptul că valorile coeficientului K_0 pentru reţele din plăci drepte în curent ideal nu se pot folosi la calculul paletelor rotorului.

Fig. 8 conţine curbele de variaţie ale coeficientului de influenţă al reţelei în funcţie de incidenţa α, la valori constante ale pasului relativ $\frac{t}{b}$.

In aceste grafice sînt comparate valorile teoretice ale coeficientului de influenţă cu cele aflate experimental. Compararea datelor teoretice şi experimentale sub forma de curbe

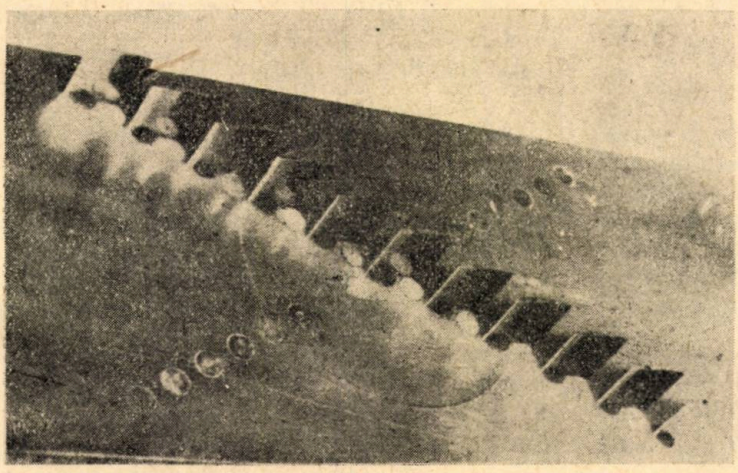
$$m_1 = \frac{K_{exper.}}{K_{teor.}} = f(\alpha) \quad \text{la} \quad \frac{t}{b} = \text{const},$$

arată suficienta apropiere a acestor date de valoarea ideală a raportului m_1, care este unitatea.

După caracterul şi poziţia curbelor teoretice şi experimentale se poate considera că folosind valorile teoretice ale coeficientului de influenţă după expresia dată (7), compunerea paletelor rotorului în baza caracteristicilor hidrodinamice ale profilelor izolate poate da rezultate satisfăcătoare.

Deosebirea oarecare a rezultatelor experimentale obţinute de noi, în deosebi la valori mici ale pasului relativ $\left(\frac{t}{b} = 0{,}5\right)$, arată necesitatea continuării cercetărilor pentru acumularea de date mai complete.

Posedînd o relaţie care să permită aflarea caracteristicilor profilului izolat în baza caracteristicilor profilului în reţea cu exactitatea necesară, obţinem posibilitatea de a alege profile care pe lîngă grad de fineţă $\frac{C_y}{C_x}$ ridicat, au şi o distribuţie a presiunii favorabilă evitării apariţiei fenomenului de cavitaţie



BIBLIOGRAFIE

1. Jukovski N. E., Vihrevaia teoria grebnevo vinta. Izbrannîe socinenia, 1948 t. II.
2. Kozliakovski D. F., *Opîtnoe issledovanie ghidrodinamiceskih reşetok*. Disertaţie 1940. Institutul Politehnic Harkov.

3. Kviatkovski V. S., Rabocii proţess osevoi ghidroturbinî. Trudî VIGM, vîpusk XIV, 1951.
4. Proskura G. F., *Ghidrodinamika turbomaşin*. Maşghiz 1954.
5. Tatikov V. A., *Issledovanie reşetki profilei lopatok gazovoi turbini*. Disertaţie 1952, Institutul Politehnic Harkov.

RECHERCHES SUR LE COEFFICIENT D'INFLUENCE DES RÉSEAUX DE PROFILS HYDRODINAMIQUES Á CONTOUR QUELCONQUE (LE RÉSEAU DE LA TURBINE)

(RÉSUMÉ)

On présente les résultats des recherches de laboratoire sur deux profils hydrodynamiques — isolés et inclus dans le réseau de la turbine — en courant d'eau, à régime d'écoulemet sans cavitation.

Dans les limites de variation des paramètres du réseau, les résultats des recherches confirment, avec assez d'exactitude, la relation théorique du coefficient d'influence du réseau K, donnée par l'académicien G. F. Proskura, avec un facteur de correction de forme $\frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}}$.

L'expression du coefficient d'influence peut être employée à l'établissement du projet des turbines hydrauliques axiales.

ИССЛЕДОВАНИЯ О КОЭФФИЦИЕНТЕ ВЛИЯНИЯ РЕШЕТКИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОФИЛЕЙ ПРОИЗВОЛЬНОЙ ФОРМЫ (РЕШЕТКА ТУРБИНЫ)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Даются результаты лабораторных исследовании произведенных на двух гидродинамических профилях — изолированном и в решетке турбины, — в потоке воды, при безкавитационном обтекании.

В пределах изменении параметров решетки принятых в опытах, результаты исследований подтверждают с достаточной точностью теоретическую зависимость коэффициента влияния решетки K, представленную академиком Г. Ф. Проскурой, с поправочным коэффициентом вида

$$\frac{1}{\sqrt{\frac{t}{b}}}$$

Выражение коэффициента влияния решетки можно применять при проектировании осевых гидротурбин.

TRATAREA ANALITICĂ A TEORIEI ARTICULAȚIEI CARDANICE

DE

OCT. BOȘIAN

Se știe că la un cuplaj cardanic, dacă viteza unghiulară a arborelui conducător [1], ω_1 este constantă, viteza unghiulară a arborelui condus [2], ω_2 nu este constantă, ci variază periodic, trecînd la fiecare rotire de două ori printr-un minim: $\omega_{2\,min} = \omega_1 \cos\alpha$ și de două ori printr-un maxim: $\omega_{2\,max} = \frac{\omega_1}{\cos\alpha}$, α fiind unghiul de deviere a arborelui condus față de arborele conducător.

Viteza unghiulară este dată de relația:

$$\omega_2 = \omega_1 \frac{\cos\alpha}{1 - \sin^2\varphi_1 \sin^2\alpha}$$

φ_1 fiind unghiul cu care s-a rotit arborele conducător din poziția inițială (fig. 1).

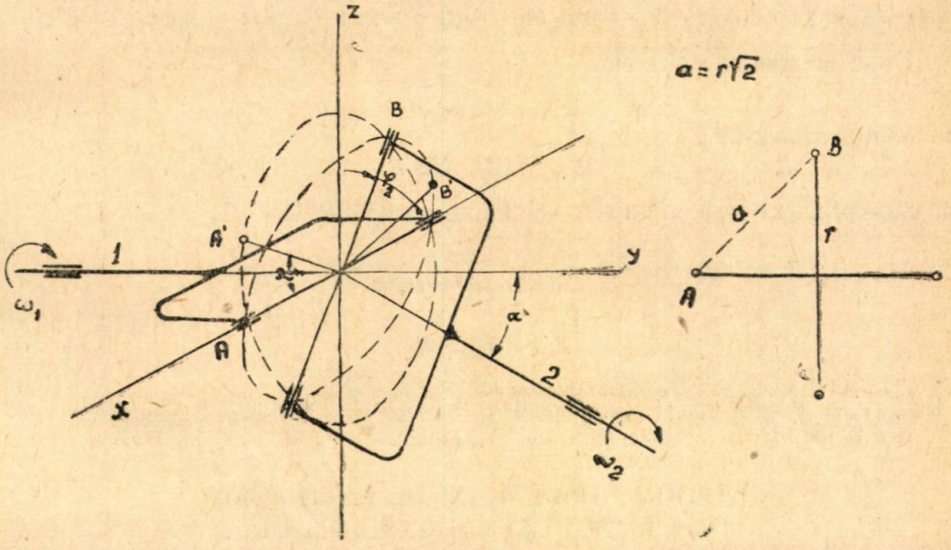


Fig. 1

Se cunosc mai multe metode pentru deducerea acestei relații. Cel mai ușor se demonstrează această formulă cu ajutorul trigonometriei sferice. Avînd

în vedere însă că studenţii facultăţilor tehnice şi chiar şi inginerii de formaţie mai nouă nu au de loc cunoştinţe din acest domeniu, în lucrările de specialitate relaţia de mai sus se găseşte dedusă prin proiectarea crucii cardanice pe mai multe plane cu ajutorul geometriei descriptive sau prin alte metode şi mai greu de sezisat (vezi „Teoria mecanismelor şi a maşinilor" de S. N. Cojevnicov şi articolul apărut în „Vestnic maşinostroenie" Nr. 10—51 de L. N. Reşetov).

Teoria articulaţiei cardanice se poate expune însă foarte simplu cu ajutorul noţiunilor elementare din geometria analitică.

Această metodă are la bază faptul evident că distanţa dintre centrele fusurilor (A şi B) ale crucii cardanice este constantă pentru orice poziţie.

Dacă se notează cu r raza articulaţiei, această distanţă: $a=r\sqrt{2}=\text{const.}$ se poate exprima prin coordonatele punctelor A' şi B' corespunzătoare unghiurilor de rotaţie φ_1 al arborelui conducător şi φ_2 al arborelui condus.

In raport cu sistemul de axe trirectangular din figură avem:

$$(x_2-x_1)^2+(y_2-y_1)^2+(z_2-z_1)^2=a^2=2r^2$$

x_1, y_1 şi z_1 fiind coordonatele punctului A' şi x_2, y_2 şi z_2 cele ale punctului B'.

Din figură se poate vedea uşor că aceste coordonate exprimate cu ajutorul unghiurilor de rotaţie sînt:

$$x_1=r\cos\varphi_1 \quad \text{respectiv:} \quad x_2=-r\sin\varphi_2$$
$$y_1=0 \qquad\qquad\qquad y_2=r\cos\varphi_2\sin\alpha$$
$$z_1=r\sin\varphi_1 \qquad\qquad z_2=r\cos\varphi_2\cos\alpha.$$

Astfel:

$$(-r\sin\varphi_2-r\cos\varphi_1)^2+(r\cos\varphi_2\sin\alpha-0)^2+(r\cos\varphi_2\cos\alpha-r\sin\varphi_1)^2=2r^2.$$

După efectuarea calculelor rezultă:

$$\sin\varphi_2\cos\varphi_1=\cos\varphi_2\sin\varphi_1\cos\alpha,$$

sau relaţia cunoscută:

$$\operatorname{tg}\varphi_2=\operatorname{tg}\varphi_1\cos\alpha,$$

din care prin derivare în raport cu timpul se ajunge la:

$$\omega_2=\omega_1\frac{\cos\alpha}{1-\sin^2\varphi\cdot\sin^2\alpha}.$$

BIBLIOGRAFIE

1. Kojevnikov S. N.: *Teoria mecanismelor şi a maşinilor.*
2. Reşetov L. N.: Teoria articulaţiilor cardanice, fără folosirea trigonometriei sferice şi fără desene spaţiale, Buletinul Construcţiilor de maşini nr. 10, 1951.

SOLUTION ANALYTIQUE DE LA THÉORIE DE L'ARTICULATION CARDANIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, on présente une nouvelle méthode pour la détermination de la vitesse angulaire de l'arbre conduit en fonction de la vitesse angulaire de l'arbre conducteur, dans le couplage cardanique.

Outre la méthode basée sur la trigonométrie sphérique, c'est la plus simple des méthodes qui ne nécessite que des connaissances élémentaires de géométrie analytique.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ТОЛКОВАНИЕ ТЕОРИИ КАРДАННОЙ МУФТЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В этой работе предлагается новый метод определения угловой скорости вала, вращающегося в зависимости от угловой скорости ведущего вала, в случае карданной муфты.

Это самый простой метод (за исключением того который базируется на сферической тригонометрии) и усвоение его требует лишь элементарных познаний в аналитической геометрии.

DIN PRACTICA DE TURNĂTORIE

DE

C. BAKONYI

In repetate rînduri am fost solicitat de unele intreprinderi să colaborez la cercetarea cauzelor, care provoacă greutăţi la executarea procedeului de turnare şi fac piesele turnate poroase (rebut). Greşelile mai frecvente, respectiv remedierile lor propuse şi aplicate cu succes se pot rezuma în cele ce urmează:

1. Determinarea greutăţii fontei, cocsului şi fondanţilor

Punctul de pornire pentru calcul să fie cantitatea *cocsului* şi nu cantitatea fontei. Greutatea unui strat de cocs să fie stabilită după diametrul (secţiune liberă) cubiloului şi anume:

la	600	mm	∅	17	kg
	700	„	„	23	„
	800	„	„	30	„
	900	„	„	38	„
	1000	„	„	46	„

Cantitatea fontei depinde de calitatea cocsului şi de fuzibilitatea fontei şi este de 8...(12) ori cantitatea cocsului.

La fontă mai greu fluidă să nu mărim cantitatea cocsului ci să micşorăm cantitatea fontei. Adăugîndu-se mai mult cocs, zona de topire se deplasează în sus şi mersul cubiloului devine anormal.

Diametrul mărit prin uzura căptuşelii să fie luat în considerare la determinarea cantităţii cocsului.

30...40% fondanţi după cantitatea cocsului. Cocsul cu care se umple bazinul, să fie amestecat cu aceeaşi cantitate de fondanţi, ca şi cocsul de alimentare.

2. Formarea bolţii în cubilou

Se observă mai ales la unităţi mai mici. Cauzele sînt:

a) Straturile de cocs, fontă, fondanţi nu sînt orizontale, ci oblice.

b) Cocsul nu este distribuit în mod uniform pe secţiunea întreagă a cubiloului.

c) Zona de topire se află mai sus (cocsul de umplut bazinul să nu aibe o înălţime mai mare de 500 mm peste nivelul ochiurilor de însuflat aer).

d) Secţiunile libere ale ochiurilor de insuflat aer nu sînt de mărime corespunzătoare, nu sînt distribuite în mod uniform şi sînt astupate cu material (cenuşă, zgură, praf).

e) Presiunea aerului nu este optimă.

f) Zgura nu este uşor fluidă.

g) Fonta brută, respectiv fonta veche, cu care se alimentează cuptorul nu este sfărîmată în mod corespunzător în bucăţi de mărime aproape uniformă.

3. Turnarea unei roţi cu spiţe din oţel

Locurile de contopire — fontă şi oţel — trebuie să fie perfect curate şi piesele de oţel să fie acoperite cu un strat de cositor (staniu). Această cositorire nu se poate executa totdeauna în mod optim.

Am ajuns la un rezultat bun prin aplicarea următorului procedeu:

a) şlefuirea suprafeţelor (eventual mai înainte curăţire prin sablaj),

b) acoperirea suprafeţelor cu un strat de cărbune într-o atmosferă carburantă. Arde, respectiv se carbonizează lemn de brad şi funinginea ce se depune pe suprafaţă. Acest strat protector contribuie şi la formarea unui strat de aliaj intermediar între fontă şi oţel.

Este recomandabil — ca piesele de oţel aşezate în formă să fie recoapte înainte de turnare.

Intr-un caz suprafeţele de contact au fost acoperite cu gudron de huilă şi apoi uscate perfect. Am constatat însă, că contopirea — fontă şi oţel — nu a fost aşa de intimă, ca la acoperirea cu funingine (din cauza formării gazelor din gudron).

O contopire mai intimă am realizat prin curăţirea suprafeţelor şi apoi prin acoperirea lor cu un strat de cupru (soluţie de sulfat de cupru liberă de sulfat de fier). Stratul acoperitor de cupru să fie uscat — de aceea după depunere se curăţă cu talaj de lemn.

4. Cocs umed şi aer umed

Umiditatea cocsului evaporează la temperatura de 100° — prin aceea se micşorează randamentul termic al cubiloului şi gazele de combustiune se răcesc. La cocs umed trebuie să luăm în considerare, că apa nu este un combustibil — de aceea trebuie să micşorăm cantitatea fontei, conform conţinutului procentual de apă în cocs.

La un aer umed în contact cu cocs incandescent, apa se descompune în $CO+H_2$. Prin această descompunere endotermică se răceşte cuptorul tocmai în zona de ardere, unde se cere temperatura maximă.

5. Lupta împotriva porozotăţilor la bronzul turnat

In cazuri concrete porozităţile la piesele de bronz turnat se datoresc următoarelor cauze:

a) prezenţa de gaze în şarjă,

b) absorbţie de gaze în cursul turnării,

c) producere de gaze în cursul solidificării.

Prezenţa acestor gaze se datoreşte următoarelor cauze:

1. Lingourile de bronz conţin gaze, mai ales hidrogen, care ca gaz reductor se combină cu oxigenul. Utilizarea acestor lingouri nu se poate evita, dar ele trebuie să fie retopite în atmosferă oxidantă sau supuse unui tratament de oxidare urmat de un tratament de reducţie.

2. Materialele (bronz vechi) conţinînd impurităţi grase, uleiuri sau alte produse organice — sînt dezavantajoase pentru bronzul turnat. Pentru a evita neajunsuri, aşchiile de bronz trebuie să fie uscate şi prăjite la temperatura de 200...300°. O temperatură prea mare provoacă oxidarea bronzului. Cel mai bun mijloc este de a turna bronzul vechi în lingouri. Ţesăturile şi cauciucul rămas din izolaţia conductelor electrice sînt de asemenea dăunătoare, deoarece materialele carbonizate strică calitatea bronzului.

3. Prezenţa aluminiului, — care provine din piese de bronz de aluminiu. Culoarea *„murdară"* şi exteriorul oxidat, împiedică constatarea prezenţei aluminiului. Controlul se face prin pilit sau cu ajutorul unor reactivi. Aluminiul se prezintă în bronzul lichid sub forma unui strat mai vîscos de culoare mai deschisă caracteristică. Acest neajuns se poate evita printr-o selecţionare îngrijită a bronzului brut, separînd bronzul cu aluminiu de bronzul cu staniu. O cantitate de 0,1% Al poate provoca rebuturi la bronzul cu staniu.

4. Combustibilul umed — să utilizăm cocs uscat.

5. Baia să fie acoperită cu un strat de praf de sticlă şi borax — dîndu-se înainte de spumegare şi o cantitate mică de nisip curat (cuarţos), perfect uscat. Interiorul creuzetului să fie acoperit cu un strat de sticlă. Creuzetul să fie perfect uscat.

6. Supraîncălzirea băii să fie evitată.

7. Pentru a evita porozităţi la obiectul turnat:

a) forma ce se utilizează în stare uscată să fie perfect uscată, cu pîlnii de turnat şi de aerisire bine amplasate la locurile potrivite şi

b) la forme umede, gazele să nu treacă prin piesă, ci prin materialul de formă poros, avînd permeabilitate suficientă. Cutia de turnat să nu fie aşezată pe solul turnătoriei, ci pe un strat de nisip afinat sau mai bine pe două bare cu înălţime neegală, cu pîlnia de turnat aplicată mai sus.

6. Sudarea pieselor turnate

Temperatura preîncălzirii să fie corespunzătoare. Piesele simple se preîncălzesc la temperatura de 300...400° — mai complicate pînă la maxim 700°. Durata încălzirii 10...30 min.

La temperaturi mai înalte şi la o durată de încălzire îndelungată, se observă o feritizare (înmuiere) a fontei.

Pentru eliminarea tensiunilor se poate prelungi durata încălzirii, dar în acest caz se micşorează proprietăţile de rezistenţă ale fontei.

7. Desulfurare în oală

La o cantitate mai mare de sodă, ce se adaugă în oala de turnătorie, se dezvoltă un fum cu miros penetrant şi zgura foarte fluidă se scurge uşor. Metoda cea mai bună este adăugarea a 1% sodă şi 0,7% calcar măcinat în oala goală. Această cantitate de adaos asigură o desulfurare a fontei şi o consistenţă corespunzătoare a zgurii ce se formează pe suprafaţă.

DE LA PRATIQUE DU COULAGE

(RÉSUMÉ)

On montre certaines causes qui donnent du rebut au coulage des piéces en fonte et en bronze, en résumant les fautes les plus fréquentes constatées par des enquêtes industrielles dans certaines entreprises ainsi que les remèdes proposés et appliqués avec succès,

ИЗ ПРАКТИКИ ЛИТЕЙНОГО ЦЕХА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Указываются некоторые причины вызывающие получение брака при отливке деталей из чугуна и бронзы.

Одновременно анализируются найболее часто встречающиеся ошибки, установленные согласно расследованиям произведенным в некоторых предприятиях и указываются предложения для устранения их, примененные с успехом на практике.

CINEMATICA ARTICULAȚIEI CARDANICE ȘI PROBLEMA LIMITĂRII UNGHIULUI DINTRE ARBORI

DE
I. D. IDIȚOIU

Se știe că articulațiile cardanice fac parte din mecanismele articulate în spațiu, care transmit momentul de rotație de la un arbore la un altul, înclinat față de primul sub unghiul α. Articulațiile cardanice și-au găsit aplicație largă la mașinile unelte și în special la autovehicule, unde trebuie să se transmită momentul de rotație de la motorul legat rigid de șasiu, la un arbore motor, legat elastic de șasiu prin arcuri.

Inlocuirea articulației cardanice în cazurile de mai sus cu alte soluții fără articulație este dificilă și costisitoare, de aceea transmisia cardanică prezintă o importanță deosebită atît teoretică cît și practică.

Din punct de vedere teoretic problema constă în a lămuri modul în care această articulație transmite mișcarea de la arborele motor la arborele condus, iar din punct de vedere practic, problema se reduce la stabilirea posibilităților de funcționare optimă a acesteia.

Deoarece scoaterea din funcțiune a unei articulații cardanice este dictată de uzura rapidă a fusurilor crucii cardanice — elementul cel mai mobil din această articulație — se studiază mișcarea acestei cruci și se determină momentele forțelor de inerție care se dezvoltă datorită accelerațiilor de care dispune crucea cardanică pentru diferite unghiuri dintre arbori. Aceste forțe de inerție, la transmiterea turațiilor înalte, deși momentul de inerție al acestei cruci este relativ redus, ating valori considerabile cînd unghiul dintre arbori este mare, producînd solicitări suplimentare în lagărele furcilor.

Lucrarea de față are ca scop principal problema limitării unghiului dintre arbori și aceasta din punct de vedere teoretic, în special la transmiterea turațiilor înalte.

Evident, pentru rezolvarea problemei propuse, trebuie să studiem în prealabil cinematica articulației cardanice, adică să determinăm:

— viteza unghiulară ω_2 a arborelui condus;

— vitezele unghiulare relative ω_1' și ω_2' ale fusurilor crucii cardanice față de lagărele furcilor;

— viteza unghiulară absolută ω_a a crucii cardanice;

— accelerația unghiulară ε_2 a arborelui condus;

— accelerațiile unghiulare relative ε_1' și ε_2' ale crucii cardanice;

— gradul de neregularitate δ al transmisiei cardanice.

In mod uzual, determinarea elementelor cinematice ω_2, ω_1' şi ω_2' se face destul de dificil, folosindu-se diferite metode. Voi determina aceste elemente cinematice folosind o metodă vectorială, uşor accesibilă, la baza căreia aflîndu-se doar produsul scalar.

Cinematica articulaţiei cardanice

a) Fie O_1 arborele motor şi O_2 arborele condus, cuplaţi între ei prin intermediul crucii cardanice $ABCD$ (fig. 1). In timpul transmiterii mişcării de la arborele motor O_1 la arborele condus O_2, articulaţiile A şi B vor descrie un cerc $a-a$ cu diametrul AB, situat într-un plan perpendicular pe arborele

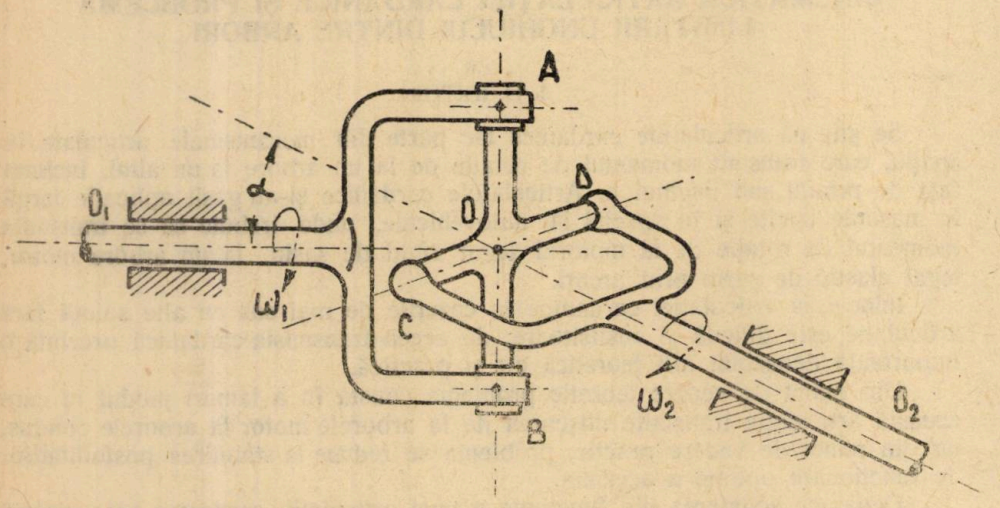


Fig. 1

motor O_1, iar articulaţiile C şi D vor descrie cercul $b-b$ cu diametrul CD perpendicular pe arborele condus O_2. Unghiul format de cele două plane este egal cu α. Cele două plane se intersectează după dreapta $y-y$, perpendiculară pe planul ce conţine arborii O_1 şi O_2 (fig. 2).

Dacă la $t=0$, admitem că fusul CD al crucii cardanice coincide cu dreapta de intersecţie $y-y$, iar fusul AB cu dreapta Oz, perpendiculară pe planul determinat de arborele motor O_1 şi dreapta $y-y$ (fig. 2), atunci la $t=t_1$ fusul CD va face cu $y-y$ unghiul γ măsurat în planul traiectoriei $b-b$, pe cînd fusul AB va face cu Oz unghiul β măsurat în planul traiectoriei $a-a$, unghi a cărui mărime diferă de aceea a lui γ. Variaţia acestor unghiuri într-o secundă determină pe ω_2 respectiv ω_1.

Cunoscînd că β variază liniar cu timpul, adică viteza unghiulară ω_1 a arborelui motor O_1 rămîne constantă pentru un anumit regim de funcţionare al motorului, ne propunem să găsim relaţia dintre γ şi β, respectiv dintre ω_2 şi ω_1.

b) Mişcarea crucii cardanice poate fi considerată ca o mişcare a unui rigid cu un punct fix, deoarece punctul O rămîne totdeauna acelaşi faţă de

poziția arborilor O_1 și O_2. Cum cele două fusuri AB și CD legate rigid între ele sînt obligate să se miște în plane diferite, atunci pentru ca aceste mișcări să fie posibile, sînt necesare mișcări de rotație în jurul fusurilor respective, adică rotații relative. Pentru a pune în evidență aceste rotații relative, să ne alegem un sistem de axe fixe și unul mobil, ambele cu originea în punctul fix O:

— pentru sistemul fix, axa Ox să fie dată de direcția arborelui motor O_1, axa Oy să fie dreapta de intersecție $y-y$ a celor două plane, iar axa Oz perpendiculară pe planul xOy (fig. 3);

— sistemul mobil este legat de crucea cardanică astfel ca axele OY și OZ să aibe direcțiile fusurilor CD respectiv AB, iar axa OX, perpendiculară pe planul crucii cardanice (fig. 3).

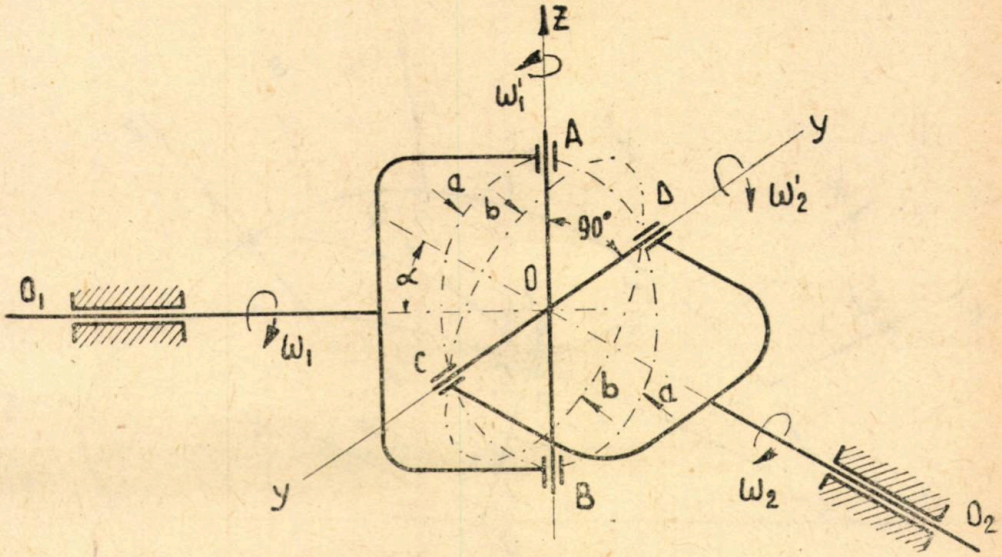


Fig. 2

Se va descompune mișcarea compusă a crucii cardanice în mișcări simple.

In poziția inițială, planul crucii cardanice coincide cu planul traiectoriei $a-a$, adică cele două sisteme de axe, fix și mobil se suprapun. Putem ajunge cu crucea cardanică din poziția inițială în poziția din fig. 3, direct sau prin două rotații succesive și anume: menținem axele OX și Ox sprapuse și rotim sistemul mobil în jurul axei Ox cu unghiul β, cu alte cuvinte rotim planul crucii cardanice în planul traiectoriei $a-a$ cu unghiul β. In acest caz apare mișcarea de transport a crucii cardanice, și cum ea se face în jurul axei Ox, adică în jurul arborelui motor O_1, viteza unghiulară de transport este chiar ω_1. Cum fusul CD, adică axa OY, trebuie să se găsească în planul traiectoriei $b-b$, rotim sistemul mobil în jurul axei OZ cu unghiul θ pînă ce axa OY a ajuns în planul traiectoriei $b-b$. Aceasta este tot una cu a spune că planul crucii cardanice Q, în decursul mișcării sale a suferit o rotație relativă cu unghiul θ în jurul fusului AB, față de planul traiectoriei $a-a$ (fig. 3). Variația

acestui unghi într-o secundă determină viteza unghiulară relativă ω_1' în jurul fusului AB.

In concluzie, crucea cardanică va avea o mișcare de rotație absolută cu viteza unghiulară ω_a, astfel că

$$\bar{\omega}_a = \bar{\omega}_1 + \bar{\omega}_1' \tag{1}$$

Evident, dacă s-ar fi rotit planul crucii cardanice Q în planul traiectoriei $b-b$ cu unghiul γ, urmînd același raționament ca mai sus, mișcarea absolută a acesteia este aceiași, numai că mișcarea de transport este o rotație cu viteza unghiulară ω_2, iar mișcarea relativă este o rotație cu viteza unghiulară ω_2', astfel că:

$$\bar{\omega}_a = \bar{\omega}_2 + \bar{\omega}_2' \tag{2}$$

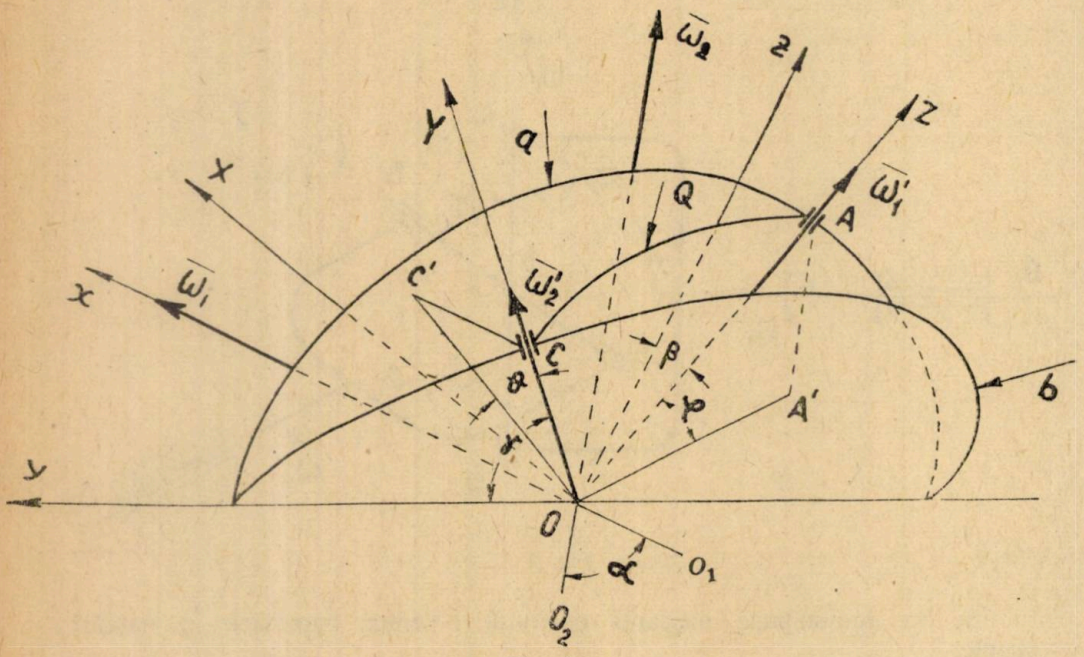


Fig. 3

Aici ω_2' este variația unghiului φ într-o secundă, iar φ este unghiul cu care s-a rotit planul crucii cardanice Q în jurul fusului CD față de planul traiectoriei $b-b$ (fig. 3).

Problema ce se pune este următoarea: să găsim o relație între θ și β respectiv între φ și β, cu alte cuvinte să găsim o relație între ω_1' și ω_1 respectiv între ω_2' și ω_1.

Cu acestea să trecem la determinarea elementelor cinematice ω_2, ω_1' și ω_2'.

Din (1) și (2) se deduce:

$$\bar{\omega}_1 + \bar{\omega}_1' = \bar{\omega}_2 + \bar{\omega}_2' \tag{3}$$

Din construcția articulației cardanice mai rezultă:

$$\bar{\omega}_1 \perp \bar{\omega}_1'; \quad \bar{\omega}_2 \perp \bar{\omega}_2'; \quad \bar{\omega}_1' \perp \bar{\omega}_2'$$

deci produsele scalare dintre vectorii respectivi trebuie să fie nule, adică

$$\bar{\omega}_1 \bar{\omega}_1' = 0; \quad \bar{\omega}_2 \bar{\omega}_2' = 0; \quad \bar{\omega}_1' \bar{\omega}_2' = 0. \tag{4}$$

Dacă înmulțim scalar ambele părți ale egalității (3) întîi cu $\bar{\omega}_1'$, a doua oară cu $\bar{\omega}_2'$ și ținem cont de relațiile (4), obținem după efectuarea calculelor:

$$\omega_1' = \omega_2 \sin\varphi \quad \text{și} \quad \omega_2' = -\omega_1 \sin\theta \tag{5}$$

deoarece $\sphericalangle(\bar{\omega}_1, \bar{\omega}_2') = 90 + \theta$ iar $\sphericalangle(\bar{\omega}_2, \bar{\omega}_1') = 90° - \varphi$.

Inmulțind scalar ambele părți ale egalității (3) cu $\bar{\omega}_1$ și apoi cu $\bar{\omega}_2$, obținem în cele din urmă:

$$\omega_2 = \omega_1 \frac{\cos\alpha}{\cos^2\varphi} \quad \text{și} \quad \cos\alpha = \cos\theta\cos\varphi. \tag{6}$$

In sfîrșit, din produsul scalar

$$\bar{\omega}_2 \bar{\omega}_1' = \omega_2 \omega_1' \sin\varphi = \omega_{2x}\omega_{1x}' + \omega_{2y}\omega_{1y}' + \omega_{2z}\omega_{1z}'$$

obținem:

$$\sin\varphi = \sin\alpha\cos\beta \tag{7}$$

unde ω_{2x}, ω_{2y}, ω_{2z}, ω_{1x}', ω_{1y}' și ω_{1z}' sînt proiecțiile vectorilor $\bar{\omega}_2$ și $\bar{\omega}_1'$ pe cele trei axe ale sistemului fix xOy.

Din (5), (6) și (7) obținem:

$$\omega_2 = \omega_1 \frac{\cos\alpha}{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta}; \quad \omega_1' = \omega_1 \frac{\sin\alpha\cos\alpha\cos\beta}{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta}; \quad \omega_2' = -\omega_1 \frac{\sin\alpha\sin\beta}{\sqrt{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta}}. \tag{8}$$

Relațiile (8) determină viteza unghiulară ω_2 a arborelui condus O_2 și vitezele unghiulare relative ω_1' și ω_2' ale crucii cardanice în jurul fusurilor AB respectiv CD, toate în funcție de unghiul β cu care se rotește arborele motor O_1.

Accelerația unghiulară ε_2 a arborelui condus se obține derivînd în raport cu timpul viteza unghiulară ω_2 a acestuia, adică:

$$\varepsilon_2 = \frac{d\omega_2}{dt} = -\omega_1^2 \sin^2\alpha\cos\alpha \frac{\sin 2\beta}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^2}. \tag{9}$$

In mod similar, accelerațiile unghiulare relative ε_1' și ε_2' ale crucii cardanice sînt:

$$\varepsilon_1' = \frac{d\omega_1'}{dt} = -\omega_1^2 \sin\alpha\cos\alpha \frac{\sin\beta(1+\sin^2\alpha\cos^2\beta)}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^2} \tag{10}$$

și

$$\varepsilon_2' = \frac{d\omega_2'}{dt} = -\omega_1^2 \sin\alpha\cos^2\alpha \frac{\cos\beta}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^{\frac{3}{2}}}. \tag{11}$$

Mărimea vitezei unghiulare absolute $\bar{\omega}_a$ a crucii cardanice se poate determina din (1) sau (2), ținînd cont de primele două relații din (4). Din (1), după efectuarea calculelor obținem:

$$\omega_a = \omega_1 \frac{\sqrt{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta-\sin^4\alpha\sin^2\beta\cos^2\beta}}{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta}. \tag{12}$$

deoarece $\bar{\omega}_1 \perp \bar{\omega}_1'$.

Gradul de neregularitate δ al transmisiei cardanice este:

$$\delta = \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)_{max} - \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)_{min} = \frac{\sin^2\alpha}{\cos\alpha} \tag{13}$$

deoarece $\left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)_{max} = \frac{1}{\cos\alpha}$, iar $\left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)_{min} = \cos\alpha$, viteza unghiulară ω_1 fiind constantă.

In fig. 4 s-a reprezentat variația lui δ în funcție de unghiul α. Din această figură se vede că numai pentru α mic, gradul de neregularitate este mic și crește pe măsură ce unghiul dintre arbori crește. Pentru $\alpha = \frac{\pi}{2}$, gradul de neregularitate δ devine infinit de mare, ceea ce înseamnă că transmiterea mișcării sub acest unghi este imposibilă. Acest grad de neregularitate face ca arborele condus, în decursul unei rotații complete, să nu urmărească arborele motor ci să depășească sau să rămînă în urma acestuia. Așadar, gradul de neregularitate δ al transmisiei cardanice ne dă o imagine asupra mișcării arborelui condus. Din acest punct de vedere, valoarea lui δ este relativă și depinde de destinația mașinii, de procesul tehnologic pe care-l execută mașina. In practică, influența lui δ asupra procesului tehnologic se elimină complet prin introducerea unei articulații cardanice duble. In acest caz, limitarea unghiului dintre arbori nu mai este impusă de procesul tehnologic ci de presiunile dinamice suplimentare care iau naștere în lagărele furcilor datorită accelerațiilor unghiulare ale crucii cardanice și ale arborelui intermediar.

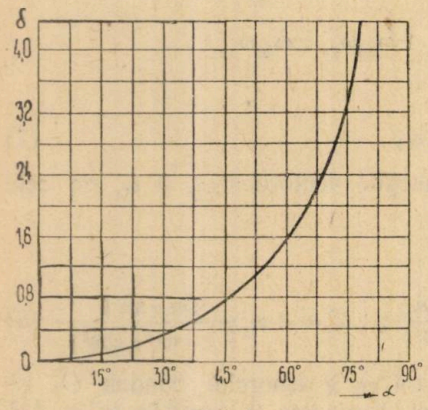


Fig. 4

Mișcarea crucii cardanice. Reducerea ei

Am văzut că mișcarea crucii cardanice poate fi considerată ca o mișcare a unui rigid cu un punct fix. Se știe că o asemenea mișcare se poate reduce la o rotație în jurul axei instantanee de rotație a cărei direcție corespunde în orice moment cu direcția vitezei unghiulare absolute $\bar{\omega}_a$. Intrucît vectorul $\bar{\omega}_a$ este totdeauna situat în planul determinat de vectorii $\bar{\omega}_1$ și $\bar{\omega}_1'$, adică în planul furcii conducătoare, direcția axei instantanee de rotație a crucii cardanice se poate determina în orice moment din formulă:

$$\cos(\bar{\omega}_1, \bar{\omega}_a) = \frac{\omega_1}{\omega_a} = \frac{1-\sin^2\alpha\sin^2\beta}{\sqrt{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta-\sin^4\alpha\sin^2\beta\cos^2\beta}} \tag{14}$$

deoarece $\bar{\omega}_1 \perp \bar{\omega}_1'$.

Din expresia de mai sus se vede că direcția axei instantanee de rotație depinde de rotația arborelui motor, adică de unghiul β. Pozițiile extreme pe care le ocupă axa instantanee de rotație sînt date de valorile unghiului β care anulează derivata:

$$\frac{d}{d\beta}\left(\frac{\omega_1}{\omega_a}\right)=\frac{\cos^2\alpha\sin 2\beta\,(1+\sin^2\alpha\cos^2\beta)}{2\,(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta-\sin^4\alpha\sin^2\beta\cos^2\beta)^{\frac{3}{2}}}$$

adică $\sin 2\beta=0$, deoarece $1+\sin^2\alpha\cos^2\beta=0$ nu ne dă soluții.

Din $\sin 2\beta=0$, rezultă

a) $\beta=0,\ \pi,\ 2\pi,\ldots,k\pi$; $k=0,\ 1,\ 2,\ldots$, pentru care

$$\cos(\bar{\omega}_1,\ \bar{\omega}_a)=\cos\alpha;\quad \sphericalangle(\bar{\omega}_1,\ \bar{\omega}_a)=\alpha.$$

b) $\beta=\frac{\pi}{2},\ \frac{3\pi}{2},\ \frac{5\pi}{2},\ldots,\frac{k\pi}{2}$; $k=1,\ 3,\ 5,\ldots$ pentru care

$$\cos(\bar{\omega}_1,\ \bar{\omega}_a)=1;\quad \sphericalangle(\bar{\omega}_1,\ \bar{\omega}_a)=0.$$

In concluzie, în timpul mișcării, axa instantanee de rotație a crucii cardanice se rotește odată cu planul furcii conducătoare, oscilînd în interiorul unui con cu vîrful în O, avînd drept axă de revoluție axa arborelui motor O_1 și unghiul la vîrf 2α.

Este de observat că pentru pozițiile extreme ale axei instantanee de rotație, cînd direcția lui $\bar{\omega}_a$ coincide cu direcția arborelui condus O_2, planul crucii cardanice devine perpendicular pe arborele motor O_1, iar pentru poziția medie, cînd direcția lui $\bar{\omega}_a$ coincide cu direcția arborelui motor O_1, planul crucii cardanice devine perpendicular pe arborele condus O_2.

Deoarece $\omega_1=\text{const}$, din (14) se deduce că pentru pozițiile extreme ale axei instantanee de rotație, viteza unghiulară absolută ω_a a crucii cardanice are valoarea maximă și egală cu $\frac{\omega_1}{\cos\alpha}$, iar pentru poziția medie, are valoarea minimă și egală cu ω_1.

Pentru a determina suprafețele conice generate de axa instantanee de rotație față de sistemele fix și mobil, adică conul fix și conul mobil, trebuie să scriem ecuațiile axei instantanee de rotație în raport cu cele două sisteme și apoi să procedăm la eliminarea timpului din ecuațiile parametrice ale suprafețelor respective.

Determinînd proiecțiile vitezei unghiulare absolute ω_a pe axele sistemului fix și mobil, după eliminarea timpului din ecuațiile parametrice ale suprafețelor respective, obținem în cele din urmă:

$$\text{conul fix: } y^2+z^2\cos^2\alpha-xz\sin\alpha\cos\alpha=0 \tag{15}$$

$$\text{conul mobil: } X^4\operatorname{tg}^2\alpha-X^2Y^2-X^2Z^2-Y^2Z^2=0. \tag{16}$$

Ecuația (15) reprezintă o suprafață conică de ordinul doi, care se poate aduce la forma cea mai simplă dacă o raportăm la axele principale ale suprafeței respective. Făcînd o rotație de axe în planul xOz cu unghiul ψ și punînd condiția ca termenul de formă xz să dispară, obținem $\psi=\frac{\alpha}{2}$ și

$$\frac{y'^2}{\cos\alpha\cos^2\frac{\alpha}{2}}+z'^2-\frac{x'^2}{\operatorname{ctg}^2\frac{\alpha}{2}}=0 \tag{17}$$

care reprezintă un con cu vîrful în originea axelor de coordonate, a cărui curbă directoare este o elipsă cu semiaxele $\cos\frac{\alpha}{2}\sqrt{\cos\alpha}$ și 1, situată într-un plan perpendicular pe axa Ox' la distanța $\operatorname{ctg}\frac{\alpha}{2}$ de origine.

Ecuația (16) reprezintă o suprafață conică de ordinul patru. Pentru a ne da seama de forma sa o vom intersecta cu planele de coordonate și apoi cu plane paralele cu acestea.

Intersecția conului (16) cu planul de coordonate $Y=0$, ne dă:

$$X^2(X^2\operatorname{tg}^2\alpha - Z^2)=0,$$

de unde

$$X=0 \quad ; \quad Y=0$$
$$\frac{Z}{X}=\pm\operatorname{tg}\alpha \; ; \; Y=0 \tag{18}$$

adică două drepte situate în planul XOZ ce trec prin origine și fac cu axa OX unghiul α, respectiv $-\alpha$, deoarece primele două ecuații nu reprezintă o soluție a problemei noastre.

Intersectînd conul (16) cu planul de coordonate $Z=0$, obținem:

$$X^2(X^2\operatorname{tg}^2\alpha - Y^2)=0$$

de unde

$$X=0 \quad ; \quad Z=0$$
$$\frac{Y}{X}=\pm\operatorname{tg}\alpha \; ; \; Z=0 \tag{19}$$

adică două drepte situate în planul XOY ce trec prin origine și fac cu axa OX unghiul α, respectiv $-\alpha$.

Din (18) și (19) deducem:

$$Z-Y=0 \quad \text{și} \quad Z+Y=0$$

adică suprafața conică dată de (16), admite cele două plane bisectoare scrise mai sus ca plane de simetrie, deci axa OX va fi axă de simetrie a suprafeței respective.

Pentru a stabili curba directoare a suprafeței conice facem o secțiune cu planul $X=\operatorname{ctg}\alpha$ și obținem:

$$Y^2Z^2\operatorname{tg}^2\alpha + Y^2 + Z^2 - 1 = 0$$

care reprezintă o curbă de gradul patru. Din ecuația de mai sus

$$Z^2=\frac{(1+Y)(1-Y)}{1+Y^2\operatorname{tg}^2\alpha}$$

de unde rezultă că Y poate lua valori cuprinse între plus unu și minus unu. Pentru unghiuri mici între arbori se poate neglija termenul care conține pe $\operatorname{tg}^2\alpha$, în care caz obținem pentru curba directoare un cerc

$$Y^2+Z^2=1$$

cu centrul pe axa OX și de rază unu, adică pentru unghiuri mici între arbori, conul mobil se apropie de un con circular drept cu unghiul la vîrf 2α. Această

aproximație poate merge pînă la $\alpha = 5°$. Pentru unghiuri mai mari, curba directoare — cercul — începe să se deformeze astfel încît pentru $\alpha = 60°$ are forma unui pătrat cu colțurile rotunjite și înscris în cercul de rază unu (fig. 5). Cum mișcarea sferică a crucii cardanice se reduce din punct de vedere cinematic la rostogolirea pură a conului mobil peste conul fix, apariția șocurilor în articulația cardanică este evidentă pentru valori mari ale unghiului α.

Ținînd cont de toate discuțiile anterioare, conul fix este situat în interiorul conului mobil, contactul făcîndu-se pe partea interioară a acestuia (fig. 6).

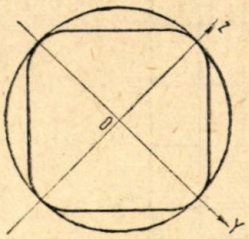


Fig. 5

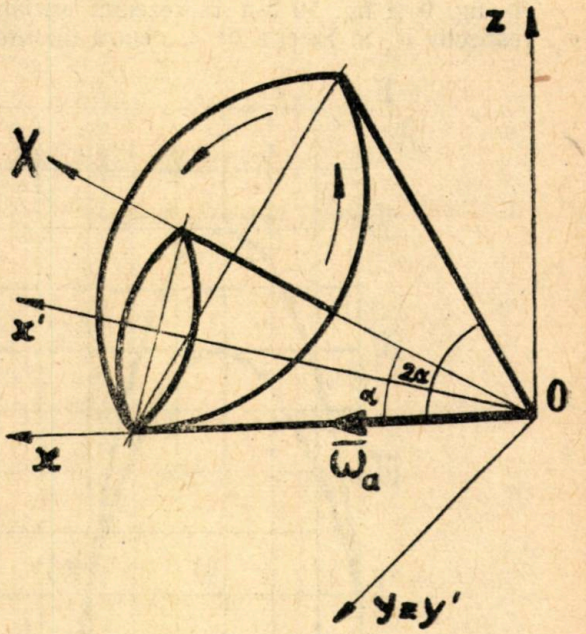


Fig. 6

In sfîrșit, ne mai rămîne să studiem mișcarea relativă a crucii cardanice în jurul fusurilor AB și CD, adică să determinăm pe θ și φ în funcție de timp, respectiv de $\beta = \omega_1 t$:

$$\theta = \int_0^t \omega_1' \, dt = \sin\alpha \cos\alpha \int_0^\beta \frac{\cos\beta}{1 - \sin^2\alpha \cos^2\beta} \, d\beta.$$

Facem schimbarea de variabilă $\sin\beta = x$ și integrăm, apoi trecem la vechea variabilă β și obținem:

$$\theta = \operatorname{arctgtg}\alpha \sin\beta = \operatorname{arctgtg}\alpha \sin\omega_1 t$$

iar,

$$\varphi = \int_0^t \omega_2' \, dt = -\sin\alpha \int_0^\beta \frac{\sin\beta}{\sqrt{1 - \sin^2\alpha \cos^2\beta}} \, d\beta$$

care cu schimbarea de variabilă $\cos\beta = \chi$, conduce la

$$\varphi = \operatorname{arcsinsin}\alpha \cos\beta = \operatorname{arcsinsin}\alpha \cos\omega_1 t.$$

In fig. 7 și fig. 8 s-a reprezentat variația lui θ, respectiv φ în funcție de β, pentru diferite valori ale unghiului α.

Din aceste grafice rezultă că mișcările de rotație ale crucii cardanice în jurul fusurilor AB și CD sînt oscilatorii și defazate cu $\frac{\pi}{2}$ una față de alta. Amplitudinile unghiulare ale acestor mișcări sînt egale cu α.

In fig. 9 și fig. 10 s-a reprezentat variația vitezelor unghiulare relative ω_1', respectiv ω_2' în funcție de β, pentru diferite valori ale lui α. Se observă:

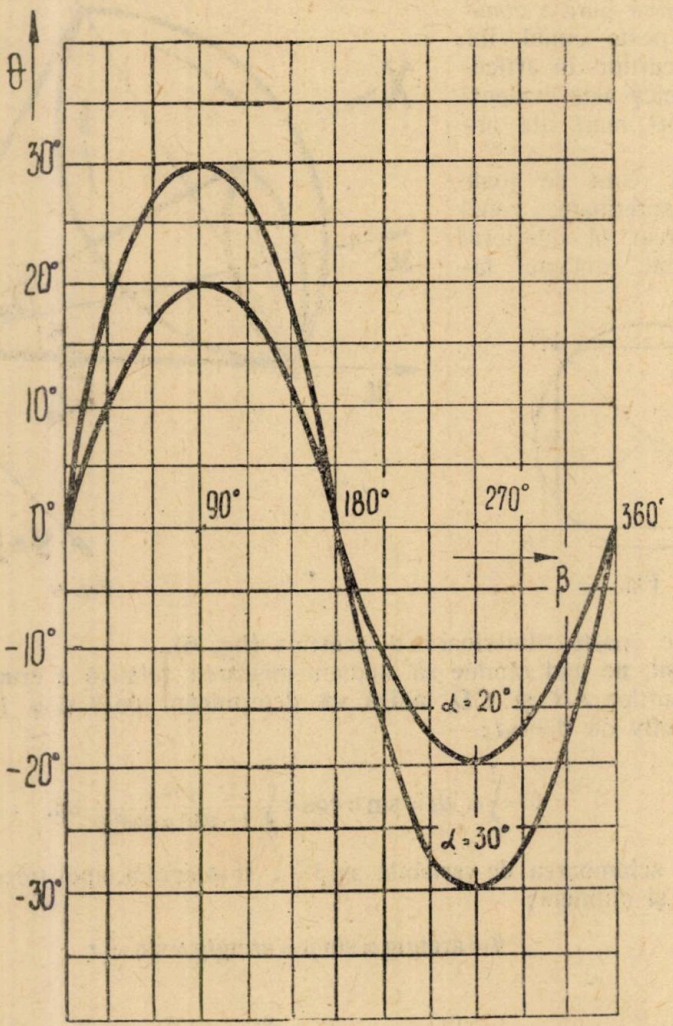


Fig. 7

— pentru α mic, viteza unghiulară relativă ω_1' variază aproximativ cosinusoidal; pe măsură ce α crește, forma curbei se schimbă astfel încît pentru $\alpha=45°$ variația este aproximativ liniară.

Valorile extreme $\omega_{1e}' = \pm\omega_1 \operatorname{tg}\alpha$ ale vitezei unghiulare ω_1', au loc pentru

$$\beta=0,\ \pi,\ 2\pi,\ \ldots,\ k\pi; \qquad (k=0,\ 1,\ 2,\ldots)$$

— viteza unghiulară relativă ω_2' variază aproximativ sinusoidal, curba păstrîndu-și forma chiar la valori mari ale lui α.

Valorile extreme $\omega_{2e}' = \pm\omega_1 \sin\alpha$ ale vitezei unghiulare ω_2', au loc pentru

$$\beta = \frac{\pi}{2}, \quad \frac{3\pi}{2}, \ldots, k\frac{\pi}{2}; \qquad k = 1, 3, 5, \ldots$$

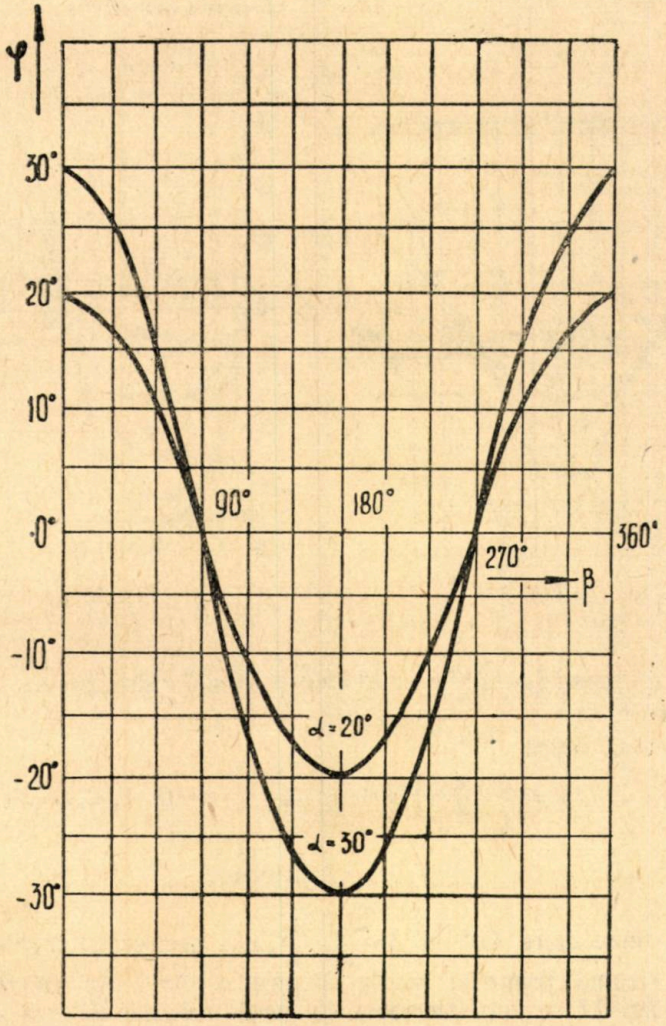


Fig. 8

Cînd α tinde către $\frac{\pi}{2}$, viteza unghiulară relativă ω_1' din mișcarea de rotație a crucii cardanice în jurul fusului AB care aparține arborelui motor O_1, tinde către infinit, iar viteza unghiulară relativă ω_2' din mișcarea de rotație a crucii cardanice în jurul fusului CD care aparține arborelui condus O_2, tinde către ω_1.

In fig. 11 şi fig. 12 s-a reprezentat variaţia acceleraţiilor unghiulare relative ε_1' şi ε_2' în funcţie de β, pentru diferite valori ale lui α.

Acceleraţia unghiulară ε_1' devine maximă sau minimă pentru valorile lui β care anulează derivata

$$\frac{d\varepsilon_1'}{dt} = -\omega_1^3 \sin\alpha \cos\alpha \frac{\cos\beta(1-\sin^4\alpha+\sin^4\alpha\sin^4\beta-6\sin^2\alpha\sin^2\beta)}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^3} \tag{20}$$

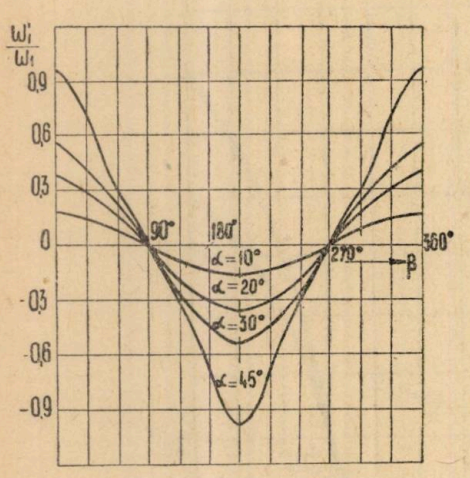


Fig. 9

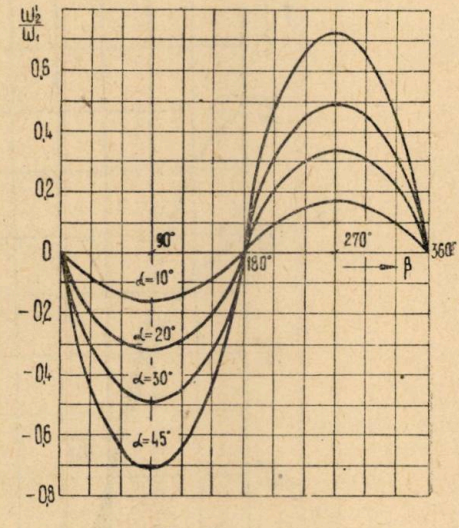


Fig. 10

adică

$$\cos\beta\,(1-\sin^4\alpha+\sin^4\alpha\sin^4\beta-6\sin^2\alpha\sin^2\beta)=0.$$

De aici

a) $\cos\beta=0$, adică

$$\beta=2k\pi+\frac{\pi}{2}=\left(2k+\frac{1}{2}\right)\pi; \qquad k=0,\ 1,\ 2,\ldots,$$

pentru care

$$\varepsilon_1'=-\omega_1^2\sin\alpha\cos\alpha.$$

Cînd α tinde către 90° şi $\beta=\frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2},\ldots$, acceleraţia unghiulară ε_1' tinde către zero trecînd printr-un maxim pentru $\alpha=45°$, aşa că pentru $\alpha>45°$ curbele din fig. 11 se vor intersecta în jurul valorilor de mai sus ale lui β.

b) Celelalte soluţii ale ecuaţiei (20) sînt date de ecuaţia bipătrată:

$$\sin^4\alpha\sin^4\beta-6\sin^2\alpha\sin^2\beta+1-\sin^4\alpha=0$$

de unde

$$\sin^2\beta=\frac{3-\sqrt{8+\sin^4\alpha}}{\sin^2\alpha} \tag{21}$$

deoarece semnul plus în faţa radicalului nu ne poate da soluţii.

Ecuația (21) nu ne poate da soluții pentru orice valoare a lui α, adică există o valoare minimă a lui α pentru care ecuația (21) este satisfăcută. Aceasta se determină punînd condiția

$$\frac{3-\sqrt{8+\sin^4\alpha}}{\sin^2\alpha}=1$$

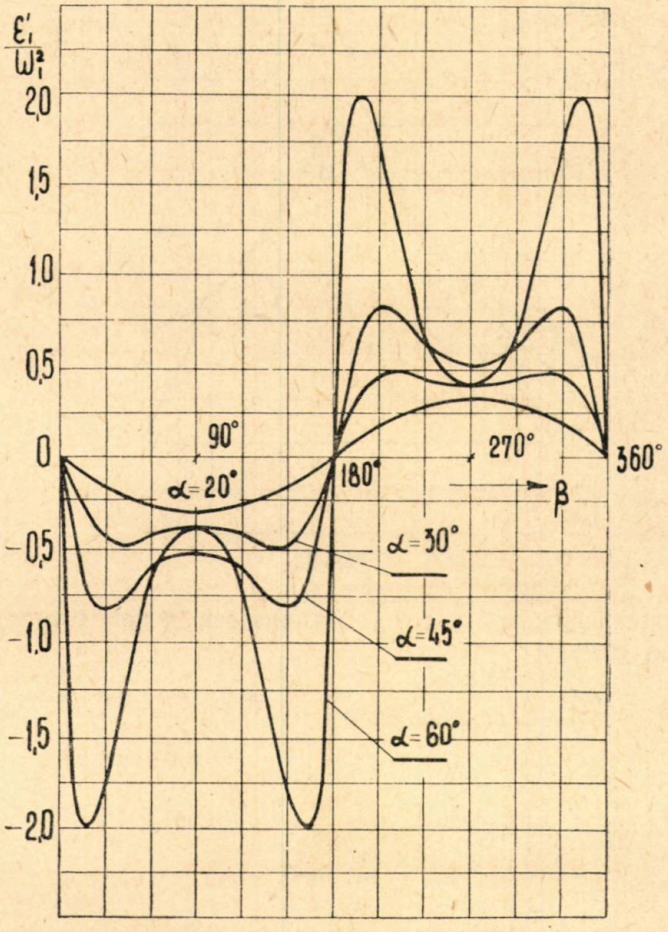


Fig. 11

de unde

$$\sin^2\alpha=\frac{1}{6},$$

adică

$$\alpha=24°.$$

Aceasta este limita superioară a unghiului dintre arbori pentru care accelerația unghiulară ε'_1, admite un singur maxim sau minim pentru $\beta=\frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2},\ldots$, și variază aproximativ sinusoidal.

Pentru $\alpha > 24°$, ecuația (21) ne dă două valori pentru β, iar accelerația unghiulară ε_1', datorită periodicității funcției $\sin\beta$ admite două maxime sau minime simetric situate față de dreptele $\beta = \frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2}, \ldots$ Cînd α tinde către 90°, accelerația unghiulară ε_1' tinde asimptotic către infinit la dreptele $\beta = 0, \pi, 2\pi, \ldots$

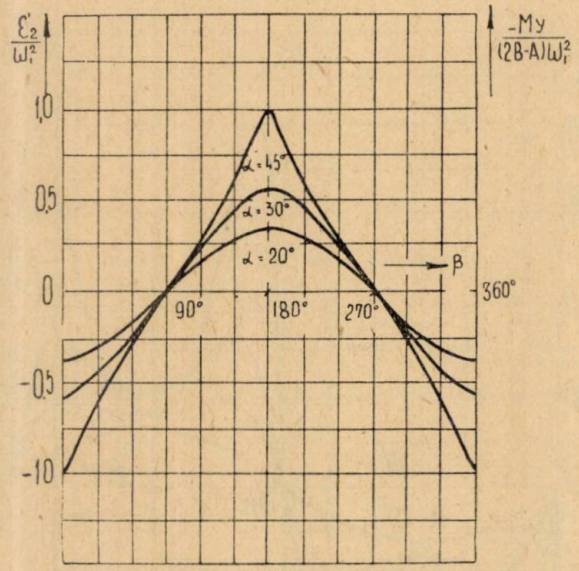


Fig. 12

Accelerația unghiulară ε_2' devine maximă sau minimă pentru valorile lui β care anulează derivata

$$\frac{d\varepsilon_2'}{dt} = \omega_1^3 \sin\alpha \cos^2\alpha \sin\beta \frac{1+\sin^2\alpha\cos^2\beta+\sin^4\alpha\cos^4\beta}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^{\frac{5}{2}}}$$

adică

$$\sin\beta(1+\sin^2\alpha\cos^2\beta+\sin^4\alpha\cos^4\beta)=0$$

de unde

$$\sin\beta = 0,$$

adică

$$\beta = 0, \pi, 2\pi, \ldots, k\pi; \qquad k = 0, 1, 2, \ldots$$

reprezintă singura soluție, deoarece ecuația

$$\sin^4\alpha\cos^4\beta+\sin^2\alpha\cos^2\beta+1=0$$

are rădăcini imaginare.

Pentru $\beta = 0, \pi, 2\pi, \ldots, k\pi$, accelerația unghiulară ε_2' are valoarea

$$\varepsilon_2' = -\omega_1^2 \operatorname{tg}\alpha.$$

Pentru valori mici ale lui α, accelerația unghiulară ε_2' variază aproximativ cosinusoidal; pe măsură ce α crește forma curbei se schimbă astfel încît

pentru $\alpha = 45°$, accelerația unghiulară ε'_2 variază aproximativ liniar. Valorile extreme ale lui ε'_2, fiind funcție de $\operatorname{tg}\alpha$, pentru $\alpha > 30°$, cresc repede cu creșterea lui α. Cînd α tinde către 90°, accelerația unghiulară ε'_2 tinde asimptotic către infinit la dreptele $\beta = 0,\ \pi,\ 2\pi, \ldots$

Din discuțiile asupra accelerațiilor relative ε'_1 și ε'_2, rezultă că pentru unghiul de așezare între arbori α, cuprins între 0° și 24°, acestea variază aproximativ sinusoidal respectiv cosinusoidal. Cînd α depășește 24°, variația accelerațiilor unghiulare relative ε'_1 și ε'_2 se schimbă mult și în așa măsură încît trecerea de la o valoare pozitivă la una negativă și invers se face brusc, introducînd șocuri în articulația cardanică din cauza maselor în mișcarea de rotație în jurul fusurilor respective. Aceste concluzii sînt în deplină concordanță cu cele stabilite anterior cînd s-a redus mișcarea sferică a crucii cardanice la o rostogolire pură a conului mobil peste conul fix.

Proiecțiile momentelor forțelor de inerție ele crucii cardanice pe axele sistemului mobil

Aplicînd formulele lui Euler de la dinamica solidului rigid cu un punct fix, obținem:

$$A\frac{d\omega_X}{dt} + (C-B)\,\omega_Y\omega_Z = -M_X$$

$$B\frac{d\omega_Y}{dt} + (A-C)\,\omega_X\omega_Z = -M_Y$$

$$C\frac{d\omega_Z}{dt} + (B-A)\,\omega_X\omega_Y = -M_Z$$

unde A, B și C sînt momentele de inerție principale ale crucii cardanice, adică momentele de inerție față de axele OX, OY și OZ deoarece acestea sînt și axe principale de inerție, iar ω_X, ω_Y și ω_Z sînt proiecțiile vitezei unghiulare absolute $\overline{\omega}_a$ pe axele sistemului mobil $OXYZ$ invariabil legat de crucea cardanică.

Inlocuind în ecuațiile de mai sus valorile lui ω_X, ω_Y, ω_Z și derivatele acestora în raport cu timpul, obținem după efectuarea calculelor:

$$\frac{M_X}{A\omega_1^2} = \sin^2\alpha\cos\alpha\frac{\sin\beta\cos\beta}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^{\frac{3}{2}}} \tag{22}$$

$$\frac{M_Y}{(2B-A)\,\omega_1^2} = \sin\alpha\cos^2\alpha\frac{\cos\beta}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^{\frac{3}{2}}} = -\frac{\varepsilon'_2}{\omega_1^2} \tag{23}$$

$$\frac{M_Z}{B\omega_1^2} = \sin\alpha\cos\alpha\sin\beta\left[\frac{1+\sin^2\alpha\cos^2\beta}{(1-\sin^2\alpha\cos^2\beta)^2} - \frac{A-B}{B}\cdot\frac{1}{1-\sin^2\alpha\cos^2\beta}\right] \tag{24}$$

deoarece $B = C$.

In felul acesta, ecuațiile (22), (23) și (24) sînt adimensionale, adică ele nu depind de dimensiunile unităților de măsură alese.

Din fig. 12, fig. 13 și fig. 14 care reprezintă variația momentelor M_X, M_Y și M_Z se poate observa că ele cresc mult cu creșterea unghiului α și aceasta în special la transmiterea turațiilor înalte.

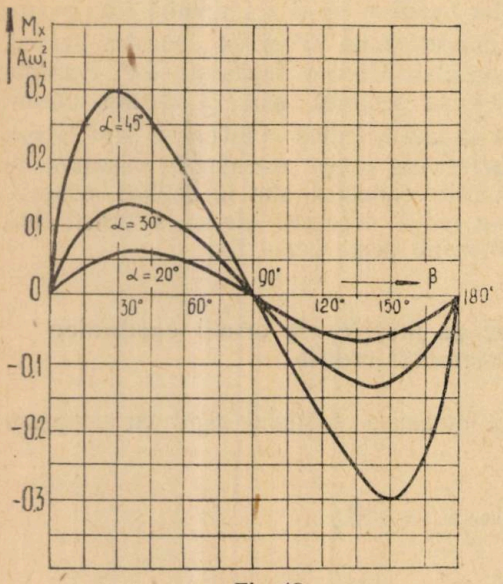


Fig. 13

Dacă în ecuația (23) se face $B=\frac{A}{2}$, atunci M_Y este nul, iar M_Z este minim deoarece $\frac{A-B}{B}=1$.

In cazul unei cruci cardanice de formă obișnuită se poate lua:

$$A=M\frac{4R^2+3r^2}{6}$$

și

$$B=M\frac{4R^2+9r^2}{12}$$

unde M este masa unui fus al crucii cardanice de lungime $2R$ și rază r.

Cu aceste aproximații ale momentelor de inerție, raportul $\frac{A-B}{B}$ devine:

$$\frac{A-B}{B}=\frac{1-\frac{3}{4}\left(\frac{r}{R}\right)^2}{1+\frac{9}{4}\left(\frac{r}{R}\right)^2}$$

de unde se vede că numai pentru $R\to\infty$ acest raport tinde către 1. Pentru raportul $\frac{r}{R}=\frac{1}{5}$, $\frac{A-B}{B}$ este aproximativ egal cu 0,9, în care caz M_Y este aproximativ nul iar M_Z scade mult, curbele aplatizîndu-se. In fig. 14 s-a trasat variația lui M_Z pentru $\frac{A-B}{B}=0{,}5$.

Concluzii

1. Din punct de vedere cinematic, mișcarea sferică a crucii cardanice se reduce la rostogolirea pură a unui con de ordinul patru peste un con eliptic. Pentru unghiuri mici între arbori, curba directoare a conului de ordinul patru se apropie de un cerc, iar pentru unghiuri mari aceasta degenerează astfel încît pentru unghiul de 60° ea devine un patrat cu colțurile rotunjite, de unde rezultă în mod sugestiv introducerea accelerațiilor mari în articulația cardanică, cînd conul mobil se rostogolește peste cel fix.

2. Accelerațiile unghiulare relative ε'_1 și ε'_2 ale crucii cardanice sînt relativ mici și variază aproximativ sinusoidal, respectiv cosinusoidal atîta timp cît

unghiul dintre arbori rămîne sub 24°. Peste acest unghi variația lor se schimbă și cresc foarte repede cu creșterea unghiului dintre arbori.

3. Limitarea unghiului dintre arbori este impusă în primul rînd de uzura rapidă a fusurilor crucii cardanice și aceasta în special la transmiterea turațiilor înalte cînd momentele forțelor de inerție ale crucii cardanice nu mai pot fi neglijate.

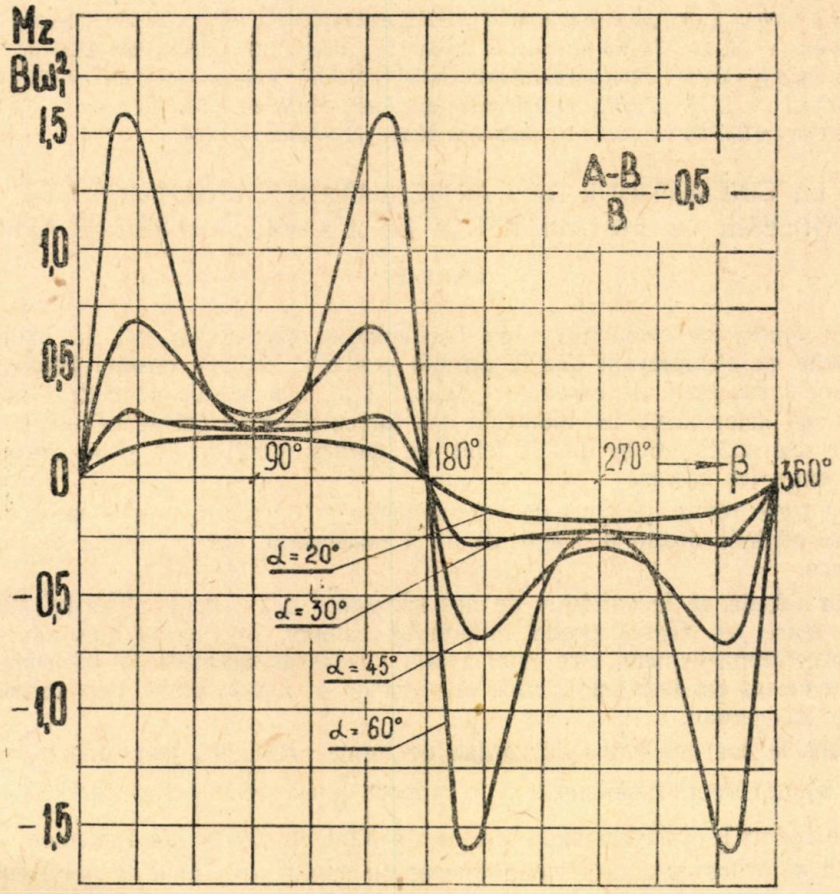


Fig. 14

4. Dacă momentele de inerție principale ale crucii cardanice în raport cu axele fusurilor sînt egale cu jumătate din momentul de inerție principal al acesteia în raport cu axa ce trece prin centrul de greutate și este perpendiculară pe planul său, atunci condițiile în care lucrează crucea cardanică se îmbunătățesc deoarece $M_Y=0$, iar M_Z este minim.

In cazul crucilor cardanice de formă obișnuită condițiile de lucru ale acestora se îmbunătățesc simțitor dacă raportul $\frac{r}{R} \geqslant \frac{1}{5}$.

5. Articulațiile cardanice pot fi folosite în general la transmiterea mișcării de la un arbore motor la un altul condus, înclinat față de primul cu unghiul α,

a cărui valoare poate atinge în cazuri excepționale 30°. Peste acest unghi transmiterea este imposibilă fără o uzură mare și rapidă a fusurilor crucii cardanice.

BIBLIOGRAFIE

1. Ciudakov E. A. „*Construcția și calculul automobilului*", Moscova 1951.
2. Kurganov I. A. „*Bazele calculului șasiului tractoarelor și automobilelor* Moscova 1953.
3. Reșetov N. L. „Teoria articulației cardanice", Vestnik Mașinostroenia 1951 nr. 10.
4. Zyczkowski M. „Randamentul articulației cardanice" Przeglad Mechniczny 1953 nr. 9.
5. Merțalov I. N. „*Teoria mecanismelor spațiale*". Moscova 1951.
6. Loițianski G. L. „*Curs de mecanică teoretică*" Moscova 1954.

LA CINÉMATIQUE DE L'ARTICULATION CARDANIQUE ET LE PROBLÈME DE LA LIMITATION DE L'ANGLE ENTRE LES ARBRES

(RÉSUMÉ)

On étudie la cinématique de l'articulation cardanique par la méthode vectorielle en n'employant que le produit scalaire; on fait ensuite l'étude du mouvement du joint de cardan — l'élément le plus mobile de cette articulation — en déterminant les moments des forces d'inertie qui se développent à la suite des accélérations que le joint de cardan peut avoir pour différents angles entre les arbres.

On trace les graphiques de ces moments et on montre qu'ils ne peuvent pas être négligés quand il s'agit de la transmission des rotations de haute fréquence.

Par l'étude de la variation de ces moments des forces d'inertie, quand l'angle entre les arbres prend différentes valeurs, on montre que cet angle peut, exceptionnellement, être égal à 30°, au-dessus desquels la transmission du mouvement est impossible sans une grande et rapide usure des tourillons du joint de cardan.

Dans le cas des joints de cardan de forme habituelle, leurs conditions de travail s'améliorent sensiblement si le rapport $\frac{r}{R}$ est plus grand que $\frac{1}{5}$.

On réduit le mouvement sphérique du joint de cardan au roulement d'un cône du 4e ordre sur un cône éliptique et on montre que pour de petits angles entre les arbres, la courbe directrice du cône du 4e ordre s'approche d'un cercle, tandis que pour de grands angles celle-ci dégénère de manière à avoir la forme d'un carré aux angles arrondis, dans le cas d'un angle de 60°. Il en résulte — d'une manière suggestive — l'introduction des grandes accélérations dans l'articulation cardanique, quand le cône mobile roule sur le cône fixe.

КИНЕМАТИКА КАРДАННОГО ШАРНИРА И ВОПРОС ОГРАНИЧЕНИЯ УГЛА МЕЖДУ ВАЛАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматривается кинематика карданного шарнира векторнальным методом. употребляя только скалярное произведение, после чего

рассматривается движение карданного шарнира — самый подвижной элемент этого шарнира — определив моменты сил инерции развивающеейя благодаря имеющимся ускорениям для различных углов между валами.

Приводятся графики этих моментов и указывается что при передаче больших чисел оборотов ими нельзя пренебрегать.

Рассматривая изменение этих моментов инерционных сил при различных значениях углов между валами, указывается что этог угол может иметь исключительное значение 30^0, при большем значении передача движения невозможна без большого и быстрого износа кардана.

При карданных шарнирах обычной формы, улучшаются условия их работы если имеет место неравенство $\frac{r}{R}$ больше чем $\frac{1}{5}$.

Сферическое движение карданного шарнира приводится к вращению (рулированию) конуса четвертого порядка по эллиптическому конусу и указывается что для малых углов между валами направляющая кривая конуса четвертого порядка приближается к окружности, а для больших углов, например углов в 60^0, кривая превращается в квадрат с округленными углами. Отсюда вытекает целесообразность введения больших ускорений для карданного шарнира, когда вращающийся конус рулирует по неподвижному.

ASUPRA PULSAŢIEI CRITICE A ARBORILOR LA OSCILAŢII TRANSVERSALE

DE

LAZĂR BOLEANŢU

Pulsaţia arborelui la care forţele centrifuge şi momentele giroscopice ale maselor în mişcare devin suficient de importante pentru a menţine arborele îndoit, se numeşte pulsaţie critică.

Regimul de funcţionare a arborelui la turaţia critică se caracterizează prin devieri mari transversale, spre deosebire de regimul de funcţionare la pulsaţii superioare sau inferioare celei critice, cînd rotirea arborelui este liniştită.

Metodele analitice cunoscute pentru determinarea pulsaţiei critice la încovoiere se bazează pe unele ipoteze simplificatorii cari introduc aproximaţii acceptabile în calcule, din punct de vedere practic. Aceste ipoteze sînt:

a) Se neglijează masa proprie a arborelui faţă de masa rotorului.

b) Se neglijează greutatea rotorului, luîndu-se în considerare numai masa lui.

c) Se neglijează amortizarea.

Factorii principali cari pot influenţa pulsaţia critică a arborilor supuşi la oscilaţii transversale sînt:

1. Forţele centrifuge ale maselor în rotaţie.
2. Momentele giroscopice ale maselor în rotaţie.
3. Forţele axiale.
4. Momentul de torsiune al cuplului motor.

Din cauza complexităţii calculelor nu se cunoaşte o metodă care să ţină seama de toţi factorii ce pot determina pulsaţia critică a arborilor.

Un calcul al pulsaţiei critice, ţinînd seama de forţa centrifugă, forţa axială şi momentul de torsiune, se găseşte în „Dinamica tehnică“ de Bizeno şi Grammell. Tot acolo se arată influenţa minimă a momentului de torsiune şi a forţelor axiale asupra pulsaţiei critice la oscilaţiile transversale.

In cele ce urmează ne propunem să arătăm cum se poate calcula pulsaţia critică a unui arbore ţinînd seama de: forţa centrifugă, momentul giroscopic şi forţa axială.

Calculul se va face în aceleaşi ipoteze ca la punctele a, b, c.

Metoda coeficienților de influență nu poate fi aplicată în problema pe care ne-am propus-o, deoarece în cazul forțelor axiale nu mai există proporționalitate între forțele aplicate și deformații.

Factorii care produc deformarea arborelui și sînt funcție de pulsația circulară, sînt:

1. Forța centrifugă P a masei m presupusă concentrată la distanța f (deformația arborelui în dreptul masei m, măsurată de la axul lagărelor).

$$P=mf\omega^2 \tag{1}$$

unde ω este pulsația circulară a arborelui.

2. Momentul giroscopic:

$$M=K\omega^2\varphi \tag{2}$$

unde:

φ este deformația unghiulară a arborelui în dreptul rotorului și este unghiul pe care îl face tangenta la arborele deformat, cu axa lagărelor.

$K=(A+B)$ în cazul precesiei regulate retrograde.

$K=-(A-B)$ în cazul precesiei regulate directe.

A fiind momentul de inerție dinamic principal al rotorului, iar B este momentul de inerție față de axa transversală a rotorului.

Momentul giroscopic apare, după cum se știe, din cauză că rotorii calați pe arborele lor, se comportă ca niște giroscoape care tind să se rotească în jurul axei proprii. Rotorul este obligat însă să se rotească în jurul axei lagărelor și astfel apare un moment încovoietor de vector perpendicular pe planul în care se găsește arborele deformat. In cazul precesiei directe, momentul giroscopic tinde să redreseze arborele. Dacă precesia este retrogradă, momentul giroscopic mărește deformația arborelui (fig. 1).

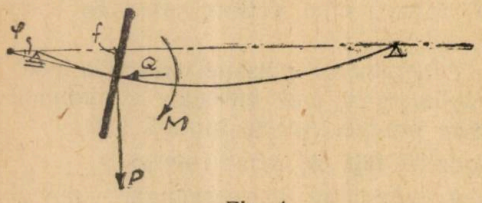


Fig. 1

3. Forțele axiale se presupun constante și independente de ω.

Aplicarea metodei

Se consideră drept parametrii cari arată starea de mișcare a arborelui, deformațiile f și φ în dreptul fiecărui rotor.

Dacă ținem seamă că forțele axiale nu sînt funcție de ω putem scrie ecuația liniei elastice pentru un panou în care este valabilă aceiași lege de momente încovoietoare:

$$EIy''=\pm(M_i+\sum Q_i f_i) \tag{3}$$

unde $M_i+\sum Q_i f_i$ este suma momentelor încovoietoare din dreapta sau din stînga secțiunii.

Forțele centrifuge se pot considera ca forțe concentrate și deci expresia momentului încovoietor este liniară atît în P cît în M, cari la rîndul lor sînt liniari în ω^2. Dacă:

$$\operatorname{tg}\varphi=\left.\frac{dy}{dx}\right|_{x=a}\cong\varphi \tag{4}$$

se poate demonstra că există suficiente ecuații pentru a determina atît constantele de integrare cît și deformațiile f_i și φ_i.

In cele ce urmează ne ocupăm de arbori pe două reazeme cu n rotori, de secțiune constantă.

In acest caz vom avea $n+1$ panouri pentru care se pot scrie ecuațiile liniei elastice. Avem următoarele necunoscute:

1) $2(n+1)$ constante de integrare.

2) $2n$ deformații ale arborelui f_i și φ_i $(i=1, 2, \ldots n)$ în dreptul fiecărui rotor.

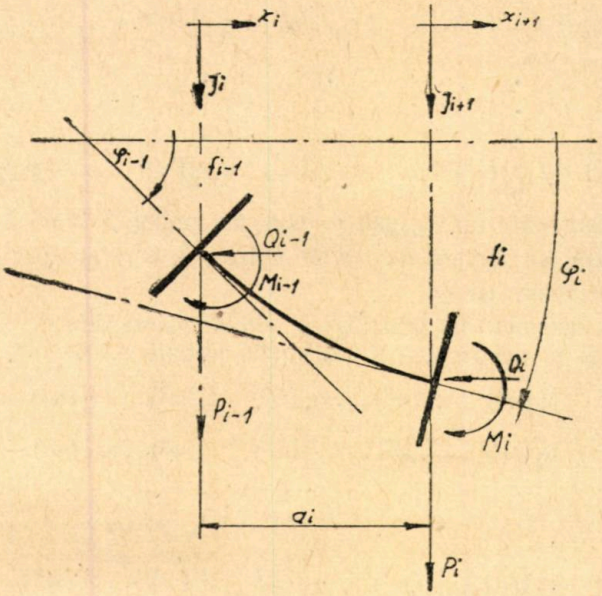


Fig. 2

3) 3 componente ale reacțiunilor lagărelor dacă presupunem că unul din lagăre preia împingerea axială, iar pe al doilea lagăr arborele îl considerăm simplu rezemat.

Avem deci $4n+5$ necunoscute.

Putem scrie următoarele ecuații (fig. 2): 1) $2(n+1)$ condiții la limită de forma:

$$y_i|_{x_i=0}=f_{i-1} \quad \text{și} \quad y_i|_{x_i=a_i}=f_i;$$

2) $2n+1$ ecuații de racordare între două tronsoane vecine, de forma:

$$\left.\frac{dy_i}{dx_i}\right|_{x_i=a_i} = \left.\frac{dy_{i+1}}{dx_{i+1}}\right|_{x_{i+1}=0} = \varphi_i$$

iar pentru reazemul care preia împingerea axială:

$$\left.\frac{dy_i}{dx_i}\right|_{x_i=0} = 0;$$

3) 3 ecuaţii de echilibru, presupunînd că arborele rămîne într-un plan, sub acţiunea forţelor centrifuge, axiale şi momentelor giroscopice.

Avem deci $4n+6$ ecuaţii.

Din $4n+6$ ecuaţii se pot elimina cei $4n+5$ parametri.

Prin eliminarea celor $2(n+1)$ constante de integrare şi a celor 3 componente ale reacţiunilor, folosim $2n+6$ ecuaţii. Ne rămîn încă $2n$ ecuaţii omogene în f şi φ de forma:

$$\begin{aligned}
&f_1\psi_1(\omega^2)+f_2\psi_2(\omega^2)+\ldots+\varphi_1\rho_1(\omega^2)+\varphi_2\rho_2(\omega^2)+\ldots+\varphi_n\rho_n(\omega^2)=0\\
&f_1\psi_1'(\omega^2)+f_2\psi_2'(\omega^2)+\ldots+\varphi_1\rho_1'(\omega^2)+\varphi_2\rho_2'(\omega^2)+\ldots+\varphi_n\rho_n'(\omega^2)=0\\
&\quad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\\
&\quad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\\
&\quad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\qquad\cdot\\
&f_1\psi_1^n(\omega^2)+f_2\psi_2^n(\omega^2)+\ldots+\varphi_1\rho_1^n(\omega^2)+\varphi_2\rho_2^n(\omega^2)+\ldots+\varphi_n\rho_n^n(\omega^2)=0.
\end{aligned}\tag{5}$$

Un coeficient oarecare ψ_i sau ρ_i este un polinom în ω^2 avînd drept termen liber o expresie liniară de forţele axiale Q_i cari au fost presupuse constante şi independente de ω.

Pentru ca sistemul omogen (5) să admită valori diferite de zero, pentru deformaţiile f şi φ, determinantul sistemului trebuie să fie nul.

$$\begin{vmatrix}
\psi_i(\omega^2) & \psi_2(\omega^2)\ldots\psi_n(\omega^2) & \rho_i(\omega^2)\ldots\rho_n(\omega^2)\\
\psi_i'(\omega^2) & \psi_2'(\omega^2)\ldots\psi_n'(\omega^2) & \rho_i'(\omega^2)\ldots\rho_n'(\omega^2)\\
\cdot & \cdot & \cdot & \cdot\\
\cdot & \cdot & \cdot & \cdot\\
\cdot & \cdot & \cdot & \cdot\\
\psi_1^n(\omega^2) & \psi_2^n(\omega^2) & \psi_n^n(\omega^2) & \rho_1^n(\omega^2)\ldots\rho_n^n(\omega^2)
\end{vmatrix}=0 \tag{6}$$

care devine ecuaţia pulsaţiilor critice:

$$F(\omega^2)=0. \tag{7}$$

Această ecuaţie rămîne valabilă şi în cazul unui montaj excentric al rotorilor. In acest caz forţa centrifugă devine:

$$m(e+f)\omega^2$$

unde e este excentricitatea de montaj.

Sistemul (5) devine neomogen, dar putem presupune că în cazul rezonanţei deformaţiile devin infinite şi deci determinantul sistemului rămînînd acelaşi (6), egalat cu zero, ecuaţia pulsaţiilor critice rămîne aceeaşi (7).

Ne propunem să studiem un caz în care efectul giroscopic are o mare importanţă.

Să determinăm pulsaţiile critice ale unui arbore cu rotor în consolă (fig. 3).

Presupunem că lagărul din A preia împingerea axială Q ce se exercită asupra rotorului de rază r. Mai presupunem că sîntem în cazul precesiei retrograde şi deci momentul giroscopic ajută la deformarea arborelui.

Reacțiunile pe cele două lagăre sînt:

$$A=\frac{M+Qf+Pc}{L} \quad \text{și} \quad B=\frac{M+Qf+P(L+c)}{L}$$

unde P și M au expresiile (1) și (2).

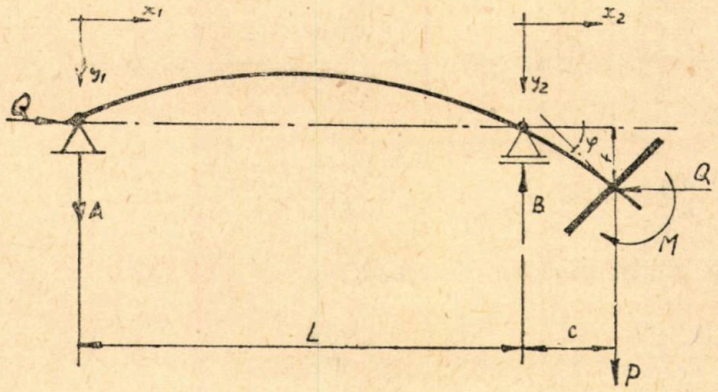


Fig. 3

Pentru panoul dintre lagăre linia elastică are ecuația:

$$EJ\frac{d^2y_1}{dx_1^2}=Qy_i+Ax_1.$$

Notăm:

$$\alpha^2=\frac{Q}{EI};\quad \beta^2=\frac{P}{EI};\quad \gamma^2=\frac{M}{EI};\quad \delta^2=\frac{A}{EI};\quad \rho=\frac{M+Pc+Qf}{EI}. \tag{8}$$

Ecuația diferențială a liniei elastice are soluția:

$$y_1=A_1\,\mathrm{ch}\,\alpha x_1+B_1\,\mathrm{sh}\,\alpha x_1-\frac{\delta^2}{\alpha^2}x_1.$$

Punînd condițiile la limită:

$$x_1=0\,;\ y_1=0 \quad \text{deci} \quad A_1=0$$
$$x_1=L\,;\ y_1=0 \quad \text{deci} \quad B_1=\frac{\delta^2}{\alpha^2}\frac{L}{\mathrm{sh}\,\alpha L}.$$

Ecuația liniei elastice este:

$$y_1=\frac{\delta^2}{\alpha^2}\left[\frac{L\alpha}{\mathrm{sh}\,\alpha L}\,\mathrm{sh}\,\alpha x_1-x_1\right].$$

Cu derivata:

$$\frac{dy_1}{dx_1}=\frac{\delta^2}{\alpha^2}\left[\frac{L\alpha}{\mathrm{sh}\,\alpha L}\,\mathrm{ch}\,\alpha x_1-1\right]. \tag{9}$$

Pentru panoul în consolă putem scrie, cu notațiile de la (8):

$$\frac{d^2y_2}{dx_2^2}=-\alpha^2y_2-\beta^2x_2+\rho.$$

Cu soluția:

$$y_2 = A_2 \cos \alpha x_2 + B_2 \sin \alpha x_2 - \frac{\beta^2}{\alpha^2} x_2 + \frac{\rho}{\alpha^2}.$$

Punînd condițiile la limită: pentru $x_2 = 0$, $y_2 = 0$ și pentru $x_2 = c$, $y_2 = f$ obținem ecuația liniei elastice:

$$y_2 = \frac{\rho}{\alpha^2}(1 - \cos \alpha x_2) + \frac{f + \frac{\rho}{\alpha^2}(\cos \alpha c - 1) + \frac{\beta^2}{\alpha^2} c}{\sin \alpha c} \sin \alpha x_2 - \frac{\beta^2}{\alpha^2} x_2.$$

Cu derivata:

$$\frac{dy_2}{dx_2} = \frac{\rho}{\alpha} \sin \alpha x_2 + \alpha \frac{f + \frac{\rho}{\alpha^2}(\cos \alpha c - 1) + \frac{\beta^2}{\alpha^2} c}{\sin \alpha c} \cos \alpha x_2 - \frac{\beta^2}{\alpha^2}; \tag{10}$$

putem scrie următorul sistem de ecuații:

$$\left.\frac{dy_1}{dx_1}\right|_{x_1 = L} = \left.\frac{dy_2}{dx_2}\right|_{x_2 = 0}$$

$$\left.\frac{dy_2}{dx_2}\right|_{x_2 = c} = \varphi.$$

Unde φ este unghiul de deformație al arborelui în dreptul rotorului. Dacă ținem seamă de (9) și de (10), devin:

$$\frac{\delta^2}{\alpha^2}(L\alpha \operatorname{cth} \alpha L - 1) = \frac{f + \frac{\rho}{\alpha^2}(\cos \alpha c - 1) + \frac{\beta^2}{\alpha^2} c}{\sin \alpha c} \alpha - \frac{\beta^2}{\alpha^2}$$

$$\frac{\rho}{\alpha} \sin \alpha c + \alpha \operatorname{ctg} \alpha c \left(f + \frac{\beta^2}{\alpha^2} c - \frac{\rho}{\alpha^2} \right) + \frac{\rho}{\alpha} \operatorname{ctg} \alpha c \cdot \cos \alpha c - \frac{\beta^2}{\alpha^2} = \varphi.$$

Mai notăm pentru prescurtare:

$$\eta = \alpha^2 + \frac{m\omega^2 c}{EI}$$

$$\delta^2 = \frac{1}{L}(\gamma^2 + f\eta) \quad \text{și} \quad \rho = \gamma^2 + f\eta. \tag{11}$$

După calcule elementare se obține sistemul:

$$f\left[\eta\left(L\alpha \operatorname{cth} \alpha L - 1 - L\alpha \frac{\cos \alpha c - 1}{\sin \alpha c}\right) + \frac{m\omega^2 L}{EI}\left(1 - \frac{\alpha c}{\sin \alpha c}\right) - \frac{\alpha^3 L}{\sin \alpha c}\right] +$$

$$+ \frac{K\omega^2}{EI} \varphi \left(L\alpha \operatorname{cth} \alpha L - 1 - L\alpha \frac{\cos \alpha c - 1}{\sin \alpha c}\right) = 0$$

$$f\left[\eta \frac{1 - \cos \alpha c}{\sin \alpha c} + \frac{m\omega^2}{Q}(\alpha c \operatorname{ctg} \alpha c - 1) + \alpha \operatorname{ctg} \alpha c\right] + \varphi\left[\frac{K\omega^2}{EI} \cdot \frac{1 - \cos \alpha c}{\alpha \sin \alpha c} - 1\right] = 0.$$

Pentru valori mici ale lui Q față de produsul EI putem dezvolta în serie

expresiile cari conțin pe α ca argument și reținem termenii pînă la gradul 2 inclusiv.

$$L\alpha \operatorname{ct} \alpha L - 1 - L\alpha \frac{\cos \alpha x - 1}{\sin \alpha c} = \alpha^2 L \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right)$$

$$L \left(1 - \frac{\alpha c}{\sin \alpha c} \right) = 0$$

$$\frac{\alpha^3 L}{\sin \alpha c} = \alpha^2 \frac{L}{c}$$

$$\frac{1 - \cos \alpha c}{\alpha \sin \alpha c} = \frac{c}{2}; \quad \operatorname{arccotg} \alpha c - 1 = -\frac{\alpha^2 c^2}{3}; \quad \alpha \operatorname{ctg} \alpha c = \frac{1}{c} - \frac{\alpha^2 c}{3}.$$

Inlocuind rezultatele dezvoltărilor în serie, obținem sistemul:

$$\left.\begin{aligned} f\left[\frac{m\omega^2}{3EI} c (L+c) - \frac{1}{c} + \alpha^2 \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right)\right] + \frac{K\omega^2}{EI} \varphi \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) = 0 \\ f\left[\frac{m\omega^2}{6EI} c^2 + \frac{1}{c} + \frac{\alpha^2 c}{6}\right] + \varphi \left[\frac{K\omega^2}{2EI} c - 1\right] = 0. \end{aligned}\right\}$$

In cazul rezonanței sistemul omogen (12) admite soluții diferite de zero pentru deformațiile f și φ, adică determinantul sistemului trebuie să fie nul:

$$\begin{vmatrix} \frac{m\omega^2}{3EI} c (L+c) - \frac{1}{c} \alpha^2 \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) & \frac{K\omega_2^2}{EI} \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) \\ \frac{m\omega^2}{6EI} c^2 + \frac{1}{c} + \frac{\alpha^2 c}{6} & \frac{K\omega^2 c}{2EI} - 1 \end{vmatrix} = 0$$

care reprezintă ecuația pulsațiilor critice.

Efectuînd, obținem:

$$\frac{Kmc^2}{9(EI)^2} \left(L + \frac{3}{4} c \right) \omega^4 - \frac{\omega^2}{3EI} \left[mc (L+c) + \frac{K(3c+L)}{c} - K\alpha^2 c \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) \right] +$$

$$+ \frac{1}{c} - \alpha^2 \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) = 0$$

sau:

$$\frac{Kmc^3}{(3EI)^2} \left(L + \frac{3}{4} c \right) \omega^4 - \frac{\omega^2}{3EI} \left[mc^2 (L+c) + K(3c+L) - K\alpha^2 c^2 \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) \right] +$$

$$+ 1 - \alpha^2 c \left(\frac{L}{3} + \frac{c}{2} \right) = 0. \qquad (12)$$

Această ecuație particularizată duce la rezultate cunoscute:

A) De exemplu dacă $k=0$ și $\alpha=0$, adică nu ținem seamă de efectul giroscopic și forța axială, obținem:

$$\omega^2 = \frac{3EI}{mc^2 (L+c)} \qquad (13)$$

un rezultat cunoscut.

B. Dacă neglijăm împingerea axială ($\alpha=0$) obținem:

$$\frac{Kmc^3}{9(EI)^2}\left(L+\frac{3}{4}c\right)\omega^4-\frac{1}{3EI}[mc^2(L+c)+K(3c+L)]\omega^2+1=0. \qquad (14)$$

Ecuație cunoscută [3] despre care se știe că în cazul precesiei retrograde admite două rădăcini reale, iar în cazul precesiei directe o singură rădăcină reală.

C. Dacă neglijăm efectul giroscopic ($K=0$) obținem:

$$\omega^2=\frac{3EI}{mc^2(L+c)}\left[1-\alpha^2c\left(\frac{L}{3}+\frac{c}{2}\right)\right]. \qquad (15)$$

Observînd relația (15), deducem că în cazul compresiunii pulsația critică a arborelui descreşte față de (13). Dacă în fig. 3, Q este de sens contrar, adică întinde arborele, pulsația critică a arborelui crește căci în acest caz $\alpha^2=-\frac{Q}{EI}$.

Această observație s-a găsit [5 p. 373] pe o cale care foloseşte ecuațiile lui Lagrange de speța II.

Observații

1. Aproximația de la (4) este acceptabilă deoarece chiar ecuația diferențială a liniei elastice este dedusă în ipoteza deformațiilor foarte mici, cînd se poate considera $\left(\frac{dy}{dx}\right)^2=0$.

2. Ecuația (12) dă pulsația critică cu aproximație mai bună decît celelalte formule cunoscute, deoarece ține seamă de împingerea axială, caz des întîlnit în special la turbo-mașini cari funcționează cu arborele vertical.

Această ecuație este totodată şi foarte generală, obținîndu-se foarte uşor cazurile particulare cunoscute făcînd simultan sau pe rînd $\alpha=0$ şi $K=0$.

Ecuația (12) este importantă şi pentru faptul că dă pulsația critică în funcție de factori cari pot influența în acelaşi sens mărimea ei, de exemplu: atît precesia retrogradă cît şi forțele axiale de compresiune produc descreşterea pulsației critice în timp ce forțele axiale de întindere şi precesia directă produc creşterea pulsației critice.

BIBLIOGRAFIE

1. Bizeno C. B.— Grammel R.: *Dinamica tehnică*, vol. II, Gostehizdat, 1952.
2. Cantorovici Z. B.: *Bazele calculării mașinilor şi aparatelor chimice*, Mașghiz, 1952
3. Jiriţki S.: *Turbine cu gaz*, Editura tehnică 1952.
4. Loiţianschi L. G. şi Lurie A. I.: *Curs de mecanică teoretică*, vol. II, Leningrad Gostehizdat 1948.
5. Timoshenco S.: *Teoria vibrațiilor* Paris, Ed. Beranger, 1939.
6. Stodola A.: *Turbine cu vapori şi gaze*, Vol. I, Paris, Ed. Dunod, 1925.

AU SUJET DE LA PULSATION CRITIQUE DES ARBRES À OSCILATIONS TRANSVERSALES

(RÉSUMÉ)

Le calcul de la pulsation critique à oscilations transversales se fait, habituellement, en tenant compte des forces centrifuges et — plus rarement — des moments gyroscopiques.

Dans le travail, on cherche une méthode qui permette le calcul de la pulsation critique, en tenant compte de la force centrifuge, des forces axiales et des moments gyroscopiques.

On montre qu'il est possible de trouver une équation pour la pulsation critique, dans les conditions susmentionnées, en considérant les forces centrifuges, axiales et les moments gyroscopiques comme appliqués à l'arbre.

Comme application, on établit l'équation des pulsations critiques pour un arbre au rotor en console. L'équation (12) est une équation qui contient, simultanément, trois facteurs importants qui peuvent décider la grandeur de la force centrifuge et on peut obtenir des cas particuliers par l'annulation graduelle ou simultanée des grandeurs α et K.

О КРИТИЧЕСКОЙ ПУЛЬСАЦИИ ВАЛОВ ПРИ ПОПЕРЕЧНЫХ КОЛЕБАНИЯХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Расчёт критической пульсации при поперечных колебаниях обычно производится имея в виду центробежные силы и, реже, гироскопические моменты.

В изложенном материале подыскивается метод позволяющий вести расчёт критической пульсации при наличии центробежных сил, аксиальных сил и гироскопических моментов.

Указывается возможность нахождения уравнения критической пульсации в вышеуказанных условиях, считая что центробежные силы, аксиальные силы и гироскопические моменты приложены к валу.

В качестве применения устанавливается уравнение критических пульсаций для вала с консольным ротором. Уравнение (12) содержит одновременно три важных фактора, которые могут установить величину центробежной силы ; можно также прийтти к частным случаям анулируя подряд или одновременно величины α и K.

CONTRIBUŢII LA CALCULUL GEOMETRIC AL PROFILELOR DE DINŢI, LA ROŢI DINŢATE CILINDRICE CU DINŢI DREPŢI

DE

FRANCISC KOVÁCS

Mărirea vitezei de funcţionare a maşinilor, odată cu dezvoltarea tehnicii, pune în faţa proiectanţilor, sarcina de a îmbunătăţi calităţile roţilor dinţate, care intră în componenţa angrenajelor acestor maşini, atît în ceea ce priveşte precizia şi constanţa raportului de transmitere realizat prin angrenaj, cît şi în ceea ce priveşte durabilitatea angrenajului şi a dimensiunilor lui.

Calităţile angrenajelor se pot îmbunătăţi mult, prin aşa-numita *„corijare"* a danturii, prin modificarea formei geometrice a profilelor de dinţi, în aşa mod însă, încît totuşi roţile să se poată prelucra cu unelte standardizate (cremalieră STAS). Se ştie, că această metodă constă în modificarea distanţei dintre axa roţii prelucrate şi linia primitivă a uneltei prelucrătoare, faţă de distanţa normală (raza primitivă a roţii).

Azi, această „corijare" se face nu numai pentru evitarea fenomenului de interferenţă pentru pinioane cu număr redus de dinţi, ci pentru orice angrenaj de calitate, urmărindu-se obţinerea unor dinţi mai robuşti, mai rezistenţi la solicitarea de contact, de un randament mai mare, cu uzură redusă, etc.

Proiectarea unor asemenea angrenaje, se face prin aproximaţii succesive. Se aleg anumiţi parametrii de corijare, se face calculul angrenajului, şi apoi se verifică calitatea angrenajului, proiectat Ca date importante cu privire la aceste calităţi, se pot privi în special, valorile limită între care vor varia presiunile pe flancuri, alunecările specifice ale flancurilor de dinţi, şi în sfîrşit gradul de acoperire al angrenajului. Aceste valori, depind de parametrii de corijare aleşi la început, dar, la ora actuală, nu se găseşte în literatura de specialitate o legătură funcţională între aceste valori, şi parametrii de corijare.

Deci, proiectantul care obţine valori necorespunzătoare acestor mărimi, va trebui să înceapă de la început proiectarea, alegînd alţi parametrii de corijare, refăcînd calculele şi apoi verificările mărimilor sus amintite.

In lucrarea de faţă, am stabilit anumite legături funcţionale între raportul presiunilor între flancuri de la începutul şi sfîrşitul angrenării, gradul de acoperire şi raportul alunecărilor specifice între flancuri, la începutul şi sfîrşitul angrenării, pe de o parte şi parametrii de corijare. De asemenea, propun o metodă de calcul, bazată pe diagrame, ţinînd seama de această legătură funcţională.

1.1. **Raportul presiunilor specifice pe flancul dinţilor.** Formula Herz-Beliaev, ne dă mărimea presiunii specifice între flancurile de dinţi, într-un anumit punct de contact,

$$p = 0{,}418 \sqrt{\frac{PE(\rho_1+\rho_2)}{b\rho_1\rho_2}} \tag{1.1}$$

unde p este presiunea specifică în kg/cm²;

P — forţa normală între cele profile în kg;

E — modulul de elasticitate a materialului celor 2 dinţi în kg/cm²;

ρ_1, ρ_2 — razele de curbură ale profilelor flancurilor, în punctul de contact în cm;

b — lăţimea dinţilor în cm.

Pentru profilul evolventă, ρ_1 şi ρ_2 vor fi distanţele punctului de contact pînă la punctele K_1 şi K_2 (fig. 1a, 1b).

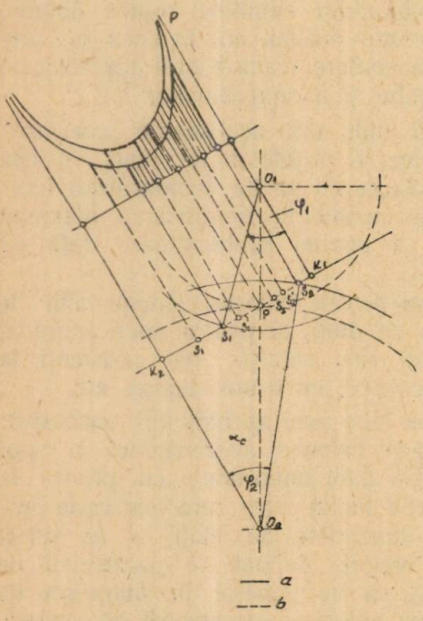


Fig. 1

Considerînd P constant variaţia presiunii în funcţie de poziţia punctului de contact pe linia de angrenare, se vede în fig. 1a şi 1b. Pentru un contact în punctele K_1 şi K_2 se vede, că $p=\infty$ ceea ce corespunde începutului interferenţei. De fapt, punctul de contact se poate să se găsească doar între S_1 şi S_2 (partea limitată din diagramă). În plus, în cazul gradului de acoperire $\varepsilon>1$, pentru cazul cînd punctul de contact se găseşte în porţiunile $S_1S_1' = S_2S_2' = (\varepsilon-1)\pi m \cos\alpha$ unde m, este modulul angrenajului, iar α unghiul de angrenare, sînt în contact 2 dinţi, deci presiunea se calculează pentru o forţă normală redusă la jumătate.

Din fig. 1a şi 1b, se vede clar, că la un m, α, P, ε dat, valoarea medie a presiunii specifice pe flanc nu depinde decît de poziţia segmentului S_1S_2. Deplasînd S_1S_2 spre stînga în fig. 1b, faţă de poziţia sa din fig. 1a, se vede că mărimea presiunii medii pe flanc, s-a micşorat, raportul presiunilor din punctele S_1 şi S_2, s-a apropiat de 1. Însă poziţia segmentului S_1S_2, depinde de parametrii de corijare.

Presupunem că angrenajul e corijat şi unghiul de angrenare este α_c.

Atunci razele de curbură ale profilelor, pentru cazul, cînd punctul de contact cade în polul angrenării, au mărimea:

$$\rho_{1p} = r_1 \sin\alpha_c \qquad \rho_{2p} = r_2 \sin\alpha_c \tag{1.2}$$

r_1, r_2 fiind razele cercurilor primitive ale celor 2 roţi. Pentru contactul în punctul S_2, corespund razele de curbură

$$\rho_{1S_2}=(r_1+r_2)\sin\alpha_c-r_2\cos\alpha\,\mathrm{tg}\,\varphi_2 \qquad \rho_{2S_2}=r_2\cos\alpha\,\mathrm{tg}\,\varphi_2 \tag{1.3}$$

$\alpha=20°$ unghiul de angrenare al cremalierei referinţă. Pentru contactul cu punctul S_1, avem razele de curbură

$$\rho_{1S_1}=r_1\cos\alpha\,\mathrm{tg}\,\varphi_1 \qquad \rho_{2S_1}=(r_1+r_2)\sin\alpha_c-r_1\cos\alpha\,\mathrm{tg}\,\varphi_1 \tag{1.4}$$

unghiurile φ_1 şi φ_2 se observă pe figura 1.1. Considerînd că punctul primitiv al angrenării se găseşte în limitele $S_1'S_2'$, raportul dintre presiunea specifică în punctele S_1 şi P, este

$$s_1=\frac{p_{S_1}}{P_r}=\sqrt{\frac{\rho_{1p}\cdot\rho_{2p}}{2\rho_{1S_1}\rho_{2S_2}}}=\sqrt{\frac{1}{2\left[\left(1+\frac{1}{i}\right)\frac{\mathrm{tg}\,\varphi_1}{\frac{\sin\alpha_c}{\cos\alpha}}-\frac{1}{i}\left(\frac{\mathrm{tg}\,\varphi_1}{\frac{\sin\alpha_c}{\cos\alpha}}\right)^2\right]}} \tag{1.5}$$

unde $i=\frac{Z_2}{Z_1}$, raportul de angrenare. Notînd

$$\frac{\mathrm{tg}\,\varphi_1}{\frac{\sin\alpha_c}{\cos\alpha}}=C_1 \tag{1.6}$$

formula devine

$$s_1=\sqrt{\frac{1}{2\left[\left(1+\frac{1}{i}\right)C_1-\frac{1}{i}C_1^2\right]}}. \tag{1.5'}$$

Analog, raportul presiunii specifice în punctul S_2 faţă de presiunea specifică din punctul P_1 va fi

$$s_2=\frac{p_{S_2}}{p_{p1}}=\sqrt{\frac{\rho_{1p}\cdot\rho_{2p}}{2\rho_{1S_2}\cdot\rho_{2S_2}}}=\sqrt{\frac{1}{2\left[(1+i)C_2-iC_2^2\right]}} \tag{1.5''}$$

unde

$$C_2=\frac{\mathrm{tg}\,\varphi_2}{\frac{\sin\alpha_c}{\cos\alpha}}. \tag{1.7}$$

In sfîrşit, raportul presiunilor specifice în punctele S_2 şi S_1

$$\frac{p_{S_2}}{p_{S_1}}=\frac{s_2}{s_1}=\sqrt{\frac{(1+i)C_1-C_1^2}{i(1+i)C_2-iC_2^2}}. \tag{1.8}$$

Din fig. 1 se vede că, cu cît va fi mai mic raportul $\frac{p_{S_2}}{p_{S_1}}$, presiunea specifică medie, pe flancuri va fi mai mică.

Insă C_1 şi C_2 sînt în funcţie de coeficienţii de corijare.

Intr-adevăr, dacă notăm cu a_1 şi a_2, înălţimea capetelor dinţilor

$$a_1=(1+x_1-Y)\,m \qquad a_2=(1+x_2-Y)\,m. \tag{1.9}$$

unde x_1, x_2 sînt coeficienţi de corijare, Y, e factorul de scurtare al capului de dinte, m modulul, şi ştiind că razele primitive r_1 şi r_2 au valoarea

$$r_1 = \frac{1}{2} mz_1 \; ; \quad r_2 = \frac{1}{2} mz_2 \tag{1.10}$$

din fig. 1.1, se vede, că

$$r_1 \cos \alpha = (r_1 + a_1) \cos \varphi_1 \tag{1.11}$$

deci

$$\cos \varphi_1 = \frac{r_1}{r_1 + a_1} \cos \alpha = \frac{\cos \alpha}{1 + 2 \dfrac{x_1 + 1 - Y}{z_1}} = \frac{\cos \alpha}{1 + N_1} \tag{1.12}$$

la fel

$$\cos \varphi_2 = \frac{\cos \alpha}{1 + 2 \dfrac{x_2 + 1 + Y}{z_2}} = \frac{\cos \alpha}{1 + N_2} \tag{1.13}$$

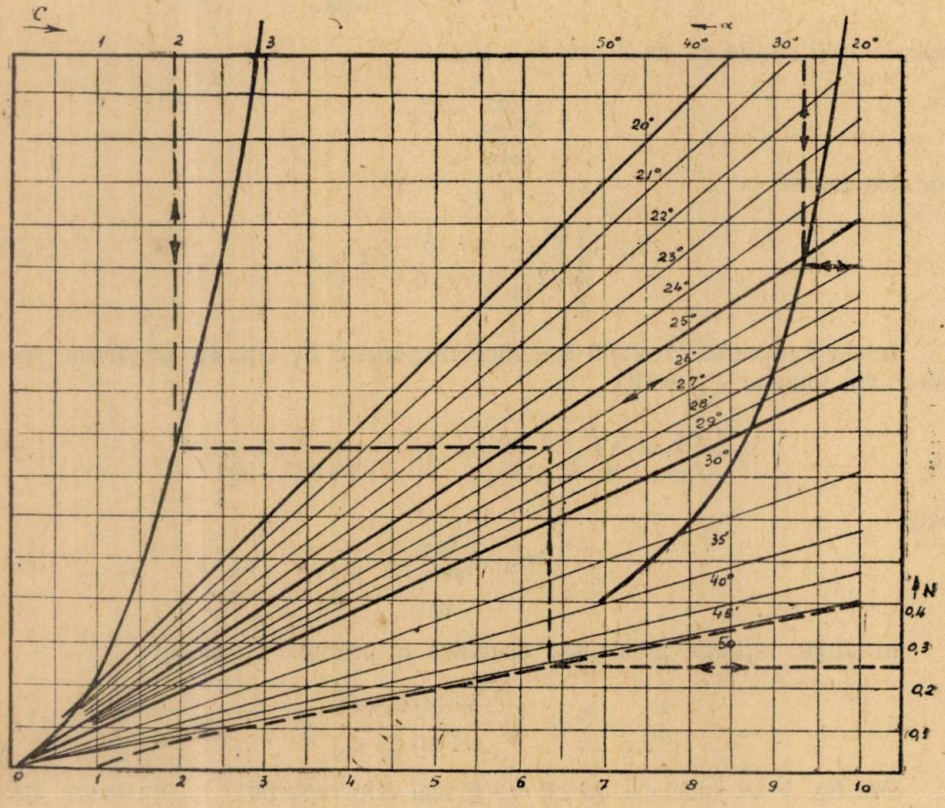


Fig. 2

am notat

$$N_1 = 2 \frac{x_1 + 1 - Y}{z_1} \qquad N_2 = 2 \frac{x_2 + 1 - Y}{z_2}.$$

Cu acestea

$$C_1 = \frac{\sin \alpha}{\sin \alpha_c} \sqrt{1 + \frac{2N_1 + N_1^2}{\sin^2 \alpha}} \tag{1.14}$$

$$C_2 = \frac{\sin \alpha}{\sin \alpha_c} \sqrt{1 + \frac{2N_2 + N_2^2}{\sin^2 \alpha}}.$$

Diagrama din fig. 2 ne dă $C = C(N)$ și $N = N(x, y)$. Diagrama din fig. 3 ne dă raportul în funcție de C_1 și C_2 pentru un anumit i.

Se alege un anumit raport de transmisie, modul și număr de dinți pentru pinion, precum și un anumit raport $\frac{p_{S_2}}{p_{S_1}}$, ce se cere să fie realizat.

Din diagrama fig. 3, se stabilește C_1 și C_2.

Din diagrama fig. 2, x_1, x_2, y; α se determină cu nomograma din „Detalii Mașin" de sub redacția lui Acerkan.

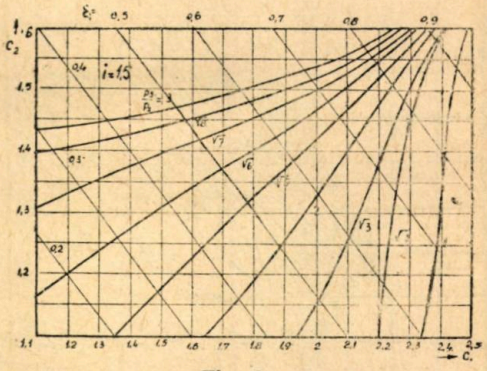


Fig. 3

1.2. Gradul de acoperire. Orice „corijare", modifică gradul de acoperire. Pentru ca la alegerea lui C_1 și C_2, să știm aproximativ valoarea lui ε pe care o vom obține-o prin corijare, voi stabili o legătură dintre C_1 și C_2 pe de o parte, ε pe de altă parte.

$$\varepsilon = \frac{S_1 S_2}{\pi m \cos \alpha} = \frac{z_1}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi_1 + \frac{z_2}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi_2 - \frac{z_1 + z_2}{2\pi} \frac{\sin \alpha_c}{\sin \alpha} =$$

$$= \frac{z_1 + z_2}{2\pi} \frac{\sin \alpha_c}{\sin \alpha} \cdot \left[\frac{C_1}{1+i} + \frac{C_1}{\frac{1}{i} + 1} - 1 \right]. \tag{2.1}$$

Punînd

$$\varepsilon_0 = \frac{z_1 + z_2}{2\pi} \cdot \frac{\sin \alpha_c}{\sin \alpha} \quad \text{și} \quad \varepsilon_1 = \frac{C_1}{1+i} + \frac{C_2}{\frac{1}{i} + 1} - 1 \tag{2.2}$$

vom avea

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_1 \tag{2.1'}$$

se poate citi din diagrama din fig. 4.

Pentru fiecare valoare a lui ε_1, corespunde o dreaptă în diagrama 1.3. Deci, la alegerea lui C_1 și C_2, vom ține seamă de mărimea lui ε ce dorim să rea-

lizăm. Punctul de coordonate C_1, C_2, îl vom găsi la intersecţia dreptei cu indice $\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}$ şi curba pentru $\frac{p_{S_2}}{p_{S_1}}$ cerut.

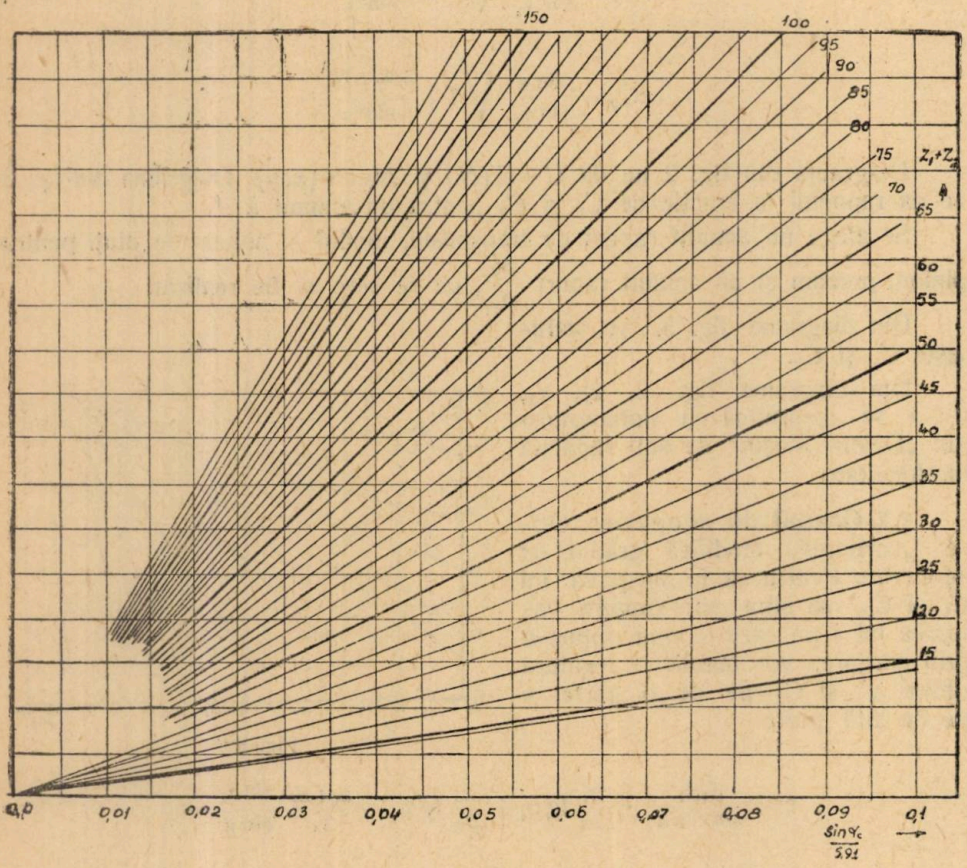


Fig. 4

BIBLIOGRAFIE

1. *„Detalii Maşin“*, în redacţia prof. Acerkan, Moscova 1953.
2. Killmann şi Georgescu: Proiectarea modernă a angrenajelor, Rev. Metalurgia nr. 8—1953.
3. E. Botez: *„Angrenaje“*, 1952, Bucureşti.

CONTRIBUTIONS AU CALCUL DU PROFIL DES DENTS DES ROUES DENTÉES CYLINDRIQUES AUX DENTS DROITES

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail on établit une liaison fonctionnelle entre les paramètres à corriger, d'une part, et le rapport des pressions spécifiques sur le

flanc des dents, au début et à la fin de l'engrenage, et le degré de recouvrement d'une autre part. On propose une méthode de calcul basée sur les diagrammes, à l'aide de laquelle celui qui établit le projet peut choisir les paramètres de correction en fonction du rapport des pressions spécifiques du début et de la fin de l'engrenage et du degré de recouvrement.

ДОБАВЛЕНИЯ К ГЕОМЕТРИЧЕСКОМУ РАСЧЁТУ ПРОФИЛЕЙ ЗУБЦОВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН С ПРЯМЫМИ ЗУБЦАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе устанавливается активная связь между «поправочными» параметрами с одной стороны и отношением удельных давлений на очертания зубцов шестерни в начале и в конце сцепления — и степенью покрытия с другой стороны.

Предлагается метод расчёта основанный на диаграмме, с помощью которой можно при проэктировании выбрать «поправочные» параметры в зависимости от отношения удельных давлений в начале и в конце сцепления и от степени их покрытия.

CONTRIBUȚII LA DETERMINAREA PE CALE EXPERIMENTALĂ A POTENȚIALULUI ÎNTR-UN CÎMP ELECTROSTATIC DE CATEGORIA I

DE

IOAN DE SABATA

Cîmpul ce se stabilește în regim electrostatic între corpurile metalice electrizate, cu sarcini libere, aflate într-un mediu dielectric omogen izotrop fără sarcini libere, se numește cîmp electrostatic de categoria I. Dacă dielectricul este neomogen, izotrop și fără sarcini electrice libere, cîmpul se numește de categoria II.

In aceste cîmpuri potențialul într-un punct, este o soluție a ecuației lui Laplace: $\nabla^2 V = 0$ și are expresia:

$$V = \int \frac{\sum ds}{\varepsilon_0 r} + \int \frac{\sigma' ds}{\varepsilon_0 r};$$

în care s-a notat:

$\sum$ densitatea superficială de sarcină electrică liberă,

σ' densitatea superficială de sarcină electrică legată,

r distanța de la punctul în care se calculează potențialul la elementul de suprafață ds,

ε_0 constanta dielectrică a mediului vid.

Integrala din expresia potențialului se extinde asupra tuturor suprafețelor conductorilor din cîmp și ea poate fi calculată, dacă se cunoaște repartiția densității de sarcină pe suprafața conductorilor și expresia analitică a elementului ds, în funcție de distanța r. In general acestea nu sînt cunoscute și integrala nu poate fi calculată.

Cunoașterea potențialului V și a intensității cîmpului electric $\mathcal{E} = -\nabla V$ în diferite puncte a mediului dielectric, prezintă importanță în practică deoarece de acesta depinde comportarea construcției electrotehnice din punct de vedere a izolației. Cum integrala nu poate fi calculată analitic, se recurge la metode care pot fi aplicate de obicei numai în anumite cazuri particulare (metode grafice, metoda imaginilor electrice, metoda inversiunii, a transformărilor conforme etc.).

Experimental însă, se poate determina potențialul în orice cîmp electrostatic de categoria I și a II-a.

Acest lucru este posibil, deoarece cîmpurile de categoria I şi II-a pot fi reprezentate cu ajutorul unui cîmp electric a curentului staţionar. Intr-adevăr, cîmpurile electrostatice creiate de conductorii electrizaţi, satisfac ecuaţiile: $\operatorname{div} \mathcal{E}=0$, $\operatorname{rot} \mathcal{E}=0$, $E_{ns} \neq 0$ unde prin $\mathcal{E}$ s-a notat intensitatea cîmpului electric şi prin E_{ns} componenta normală la suprafaţa limită a cîmpului, adică la suprafaţa conductorilor. La suprafaţa de separaţie între doi dielectrici cu constante dielectrice diferite sînt satisfăcute următoarele condiţii de trecere: $\varepsilon_1 E_{1n}=\varepsilon_2 E_{2n}$ şi $E_{1t}=E_{2t}$; E_n respectiv E_t reprezintă componenta normală respectiv tangenţială a intensităţii cîmpului electric la suprafaţa de trecere.

Intensitatea cîmpului electric $\mathcal{E}_c$ a cîmpului curenţilor staţionari (sau cuazistaţionari) satisface următoarele condiţii:

$$\operatorname{div} \mathcal{E}_c=0, \quad \operatorname{rot} \mathcal{E}_c=0, \quad E_{cn} \neq 0$$

E_{cn} este componenta normală a cîmpului curentului staţionar la suprafaţa ce limitează domeniul considerat. Bineînţeles că în domeniul în care se studiază cîmpul s-a presupus că nu există cîmpuri electrice imprimate sau induse. La suprafaţa de separaţie dintre două medii de conductibilităţi diferite, sînt satisfăcute următoarele condiţii de trecere:

$$\lambda_1 E_{1cn}=\lambda_2 E_{2cn} \quad E_{1ct}=E_{2ct}.$$

Se constată deci, că ambele cîmpuri în regiunea cercetată derivă într-un potenţial scalar şi satisfac ecuaţia lui Laplace, existînd o indentitate perfectă între ele dacă se face următoarea corespondenţă: $\mathcal{E} \rightarrow \mathcal{E}_c$ $\varepsilon \rightarrow \lambda$.

La poziţia dată a conductorilor, cîmpul electrostatic depinde numai de diferenţa de potenţial dintre corpuri. Rezultă de aci metoda practică de modelare a cîmpurilor electrostatice dintre corpurile conducătoare a căror poziţie relativă este cunoscută şi la care se cunoaşte potenţialele sub care stau corpurile. Ea este următoarea: Se umple mediul dintre corpuri cu un electrolit şi se stabileşte între ele cu ajutorul unei surse o diferenţă de potenţiale egale cu diferenţele de potenţial sub care stau de fapt corpurile în cîmpul electrostatic. (fig. 1)

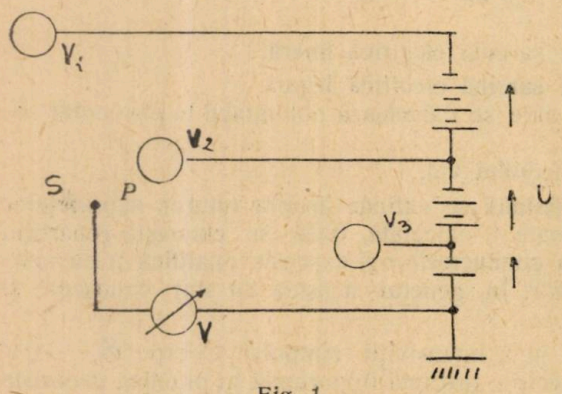


Fig. 1

Cu sonda S şi cu un voltmetru de rezistenţă interioară foarte mare se determină potenţialul V_P din punctul considerat P. Sonda S este o mică sferă, metalică care se aşază în punctul P în care se determină potenţialul, cu ajutorul unui fir conductor izolat faţă de baia electrolitică.

In cazul cîmpurilor plan paralele, sonda este un fir metalic subţire perpendicular pe plan.

Prin această experienţă se determină în punctul P, potenţialul cîmpului staţionar care, conform corespondenţei indicată mai sus este egal cu potenţialul cîmpului electrostatic.

Dacă diferenţele de potenţial dintre corpuri sînt prea mari sau prea mici, se poate alimenta sistemul cu diferenţe de potenţial de „m“ ori mai mici sau mai mari. In acest caz potenţialul în punctul P se va obţine de „m“ ori mai mic respectiv mai mare decît cel real. Acest lucru rezultă din următorul raţionament:

Dacă se micşorează pretutindeni densitatea de sarcină de „m“ ori regimul obţinut este tot electrostatic deoarece suprafeţele conductorilor rămîn tot suprafeţe echipotenţiale; în adevăr:

$$V' = \int_{sc} \frac{\sum ds}{m\varepsilon r} = \frac{1}{m} \int \frac{\sum ds}{\varepsilon r} = \frac{V}{m},$$

iar potenţialul în punctul P va fi:

$$V'_P = \int_{sc} \frac{\sum ds}{m\varepsilon r} = \frac{1}{m} \int \frac{\sum ds}{\varepsilon r} = \frac{V_P}{m}.$$

In unele cazuri forma şi dimensiunile conductorilor sînt incomode pentru modelarea cîmpului. In acest caz se recomandă a se utiliza o transformare conformă adecvată şi se va determina experimental potenţialul cîmpului transformat, iar prin calcul potenţialul cîmpului dat.

Remarcăm că transformarea se realizează punct cu punct, astfel că nu este necesar să se cunoască ecuaţia suprafeţelor corpurilor.

Dacă cîmpul cercetat are loc în medii cu constante dielectrice diferite ε_1 şi ε_2 în modelare se vor alege electroliţi cu conductibilităţi diferite în aşa fel încît să fie satisfăcută relaţia:

$$\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} = \frac{\lambda_1}{\lambda_2}.$$

Metoda descrisă anterior prezintă dezavantajul că de fapt se determină potenţialul unui cîmp staţionar şi că în decursul experienţei trebuiesc menţinute, cu precizie diferenţele de potenţial date dintre corpuri. Dăm mai jos o demonstraţie în utilizarea unei scheme pentru determinarea experimentală a potenţialului într-un punct dintr-un cîmp ce nu poate fi decît de categoria I care nu prezintă dezavantajul menţionat mai sus.

Pentru a uşura calculul ne vom referi la cîmpul electrostatic creiat de două conductoare situate într-un mediu omogen şi izotrop (fig. 2).

In orice punct al cîmpului este valabilă ecuaţia lui Laplace: $\nabla^2 V = 0$. Vom utiliza cea de a doua formă particulară a formulei lui Green:

$$\int_S (\{U\nabla V - V\nabla U\}\, ds) = \int_{OS} do\, \{U\nabla^2 V - V\nabla^2 U\}.$$

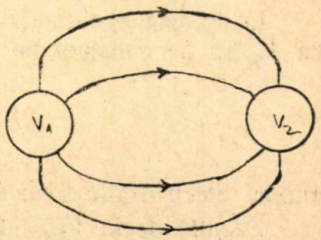


Fig. 2

Formula poate fi aplicată dacă funcţiile V şi U împreună cu derivatele lor de ordinul I şi II sînt continue, ea ne dă legătura între două funcţii scalare

independente. Pentru scopul nostru vom preciza că funcţia V reprezintă potenţialul într-un punct a cîmpului considerat şi deci ea verifică ecuaţia lui Laplace: $\nabla^2 V=0$.

Funcţia U va reprezenta potenţialul unui cîmp staţionar (sau cuazistaţionar fără tensiuni induse) ce se stabileşte între corpurile metalice din cîmpul electrostatic şi o mică sferă metalică întrodusă în punctul P (fig. 3).

Cîmpul staţionar fiind Laplacian $\nabla^2 U=0$ el este univoc determinat dacă se dă valorile funcţiei U pe suprafaţa limită a cîmpului. Pentru scopul urmărit, vom face pe $U=0$ pe toate suprafeţele conductorilor adică pe S_1 şi S_2 şi $U=U_P$ pe suprafaţa sferei.

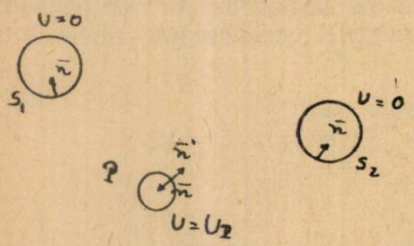


Fig. 3

Formula lui Green o aplicăm volumului limitat de suprafeţele corpurilor metalice S_1 şi S_2 şi de suprafaţa sferei metalice S_P. Cîmpurile considerate fiind Laplaciene $\nabla^2 V=\nabla^2 U=0$ înmulţind cu λ, conductibilitatea electrolitului avem:

$$\lambda \int\limits_{S_P+S_1+S_2} (\{U\nabla V-V\nabla U\}\, ds)=\lambda\int\left(U\frac{\partial V}{\partial n}-V\frac{\partial U}{\partial n}\right)ds=0.$$

Pentru suprafeţele conductorilor vom avea:

$$\lambda\int\limits_{S_1}\left(U\frac{\partial V}{\partial n}-V\frac{\partial U}{\partial n}\right)ds=-V_1\int\limits_{S_1}\lambda\frac{\partial U}{\partial n}\,ds=V_1\int\limits_{S_1}(\lambda\mathfrak{E}_c\,ds)=V_1\int\limits_{S_1}(j ds)=V_1 i_1.$$

Analog pentru suprafaţa S_2 avem:

$$\lambda\int\limits_{S_2}\left(U\frac{\partial V}{\partial n}-V\frac{\partial U}{\partial n}\right)ds=-V_1\int\limits_{S_2}\lambda\frac{\partial U}{\partial n}\,ds=V_2 i_2.$$

Pentru suprafaţa sferei:

$$\lambda\int\limits_{S_P}\left(U\frac{\partial V}{\partial n}-V\frac{\partial U}{\partial n}\right)ds=\lambda U_P\int\limits_{S_P}\frac{\partial V}{\partial n}\,ds-\lambda V_P\int\limits_{S_P}\frac{\partial U}{\partial n}\,ds=\lambda V_P\int\frac{\partial U}{\partial n'}\,ds=-V_P i$$

în care $i=i_1+i_2$ reprezintă curentul ce trece prin sondă.

In această egalitate s-a considerat sfera metalică suficient de mică pentru ca V_P să fie constant pe suprafaţa ei, iar

$$\int\frac{\partial V}{\partial n}\,ds=-\int(\mathfrak{E}ds)=0$$

cîmpul electrostatic fiind fără divergenţă.

Rezultă deci: $V_1 i_1+V_2 i_2-V_P i=0$ sau:

$$V_P=\frac{V_1 i_1+V_2 i_2}{i}=\frac{V_1 i_1+V_2 i_2}{i_1+i_2}.$$

Evident că dacă ne sînt date „m“ conductoare potențialul în punctul P se va calcula cu formula:

$$V_P = \frac{\Sigma_1^m V_\lambda i_\lambda}{\Sigma_1^m i_\lambda}.$$

Din demonstrația dată mai sus rezultă că se poate determina experimental, potențialul într-un punct din cîmpurile electrostatice de categoria I dacă putem realiza practic, ca suprafața conductorilor, la o formă oarecare a lor să fie suprafețe echipotențiale de potențial zero în cîmpurile staționare sau cuazistaționare.

Acest lucru este realizat dacă se poate obține ca liniile lui j să fie perpendiculare pe aceste suprafețe. Dacă se confecționează electrozii din cupru, iar ca electrolit se întrebuințează soluții cu conductibilitate foarte mică (exemplu apă curată!), atunci la suprafața conductorilor avem o variație mare a conductibilității; de la λ_{el} la λ_c și deci o refracție după legea (fig. 4):

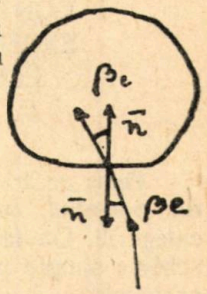


Fig. 4

$$\frac{\operatorname{tg}\beta e}{\operatorname{tg}\beta c} = \frac{\lambda_{el}}{\lambda_c} = \frac{\rho_c}{\rho_e}.$$

Pentru electrozii de cupru $\rho_c = 1{,}4 \cdot 10^3 \Omega$ cm și pentru apă obișnuită

$$\rho_{el} = 1 \cdot 400\,\Omega \text{ cm}; \quad \frac{\rho_c}{\rho_e} \cong 10^{-9}$$

adică $\beta e \simeq 0$.

Cu aceste considerații rezultă următoarea schemă pentru determinarea potențialului într-un punct (fig. 5):

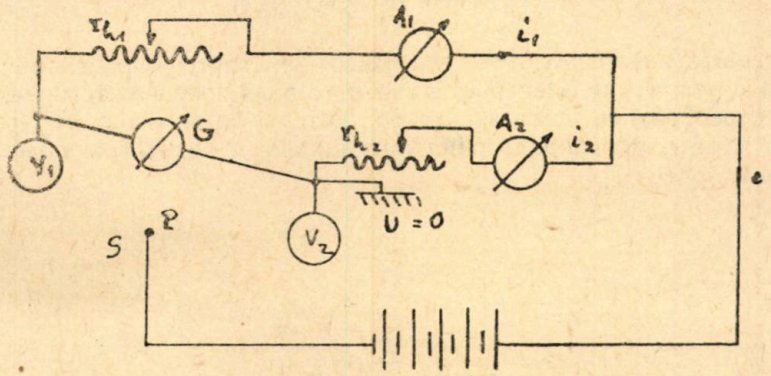


Fig. 5

Se lucrează în modul următor: Cu reostatele r_{h_1} și r_{h_2} se aduce galvanometrul G la indicația zero.

In acest caz corpurile metalice sînt la potențialul zero. Se măsoară curenții i_1 și i_2 cu ampermetrele A_1 și A_2.

Dacă V_1 şi V_2 sînt potenţialele sub care stau corpurile metalice în cîmpul electrostatic, potenţialul în punctul P se va calcula din expresia:

$$V_P = \frac{V_1 i_1 + V_2 i_2}{i_1 + i_2}.$$

BIBLIOGRAFIE

1. Prof. Dr. Ing. Andronescu Plautius: *Curs de electricitate şi electrotehnică*, Editura IPT.
2. Rădulet Remus: *Bazele teoretice ale electrotehnicei*, Curs, Editura Învăţămîntului-Bucureşti.
3. Simonyi Károly: *Elméleti villamosságtan*, Tankönyvkiado Budapest 1952.

CONTRIBUTIONS À LA DÉTERMINATION, PAR VOIE EXPÉRIMENTALE, DU POTENTIEL DANS UN CHAMP ÉLECTROSTATIQUE DE PREMIÈRE CATÉGORIE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, on analyse deux schèmes de détermination expérimentale du potentiel dans un point, dans un champ électrostatique de première catégorie. On fait aussi une démonstration originale qui permet l'emploi d'un schème simple pour la détermination dans un champ quelconque de première catégorie.

ДОПОЛНЕНИЕ К ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОМУ ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПОТЕНЦИАЛА В ЭЛЕКТРОСТАТИЧЕСКОМ ПОЛЕ ПЕРВОЙ КАТЕГОРИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе анализируются две схемы опытного определения потенциала в одной точке электростатического поля первой категории. Дается также своеобразное доказательство, которое допускает употребление простой схемы, для определения потенциала в некотором поле первой категории.

DETERMINAREA NUMĂRULUI OPTIM DE POSTURI DE TRANSFORMARE INTR-O REŢEA DE DISTRIBUŢIE CU SARCINĂ UNIFORM DISTRIBUITĂ

DE

TOMA LASZLO

In reţelele de distribuţie de joasă tensiune urbane, numărul de posturi de transformare pe unitatea de suprafaţă este o mărime importantă care determină cheltuelile de investiţii ale reţelelor respective.

In adevăr, dacă vom încerca să calculăm cheltuelile totale de investiţii, pentru reţeaua necesară alimentării cu energie a unui km^2 de oraş, vom vedea că acestea se compun din:

1) Costurile pentru instalarea reţelei de distribuţie de joasă tensiune,
2) Costurile pentru instalarea posturilor de transformare,
3) Costurile pentru instalarea reţelei de distribuţie de înaltă tensiune.

Din aceste 3 categorii de cheltueli, prima categorie este cu atît mai redusă cu cît numărul posturilor de transformare este mai mare: deoarece secţiunile necesare sînt mai mici.

In schimb a doua şi a treia categorie de cheltueli sînt proporţionale cu numărul posturilor de transformare.

Avem deci de a face cu o sumă compusă din 3 termeni cari sînt funcţie de aceeaşi variabilă.

$$C=f_1(n)+f_2(n)+f_3(n)$$

C= costurile totale de instalare pe km^2.

n= numărul posturilor de transformare pe km^2.

La proiectarea unei reţele se pune problema determinării numărului optim de posturi de transformare pe unitatea de suprafaţă, adică a aceluia pentru care suma cheltuelilor totale este minimă.

In literatură se cunoaşte soluţia clasică dată de Herzog şi Feldman (Berechnung der Elektrischen Leitungsnetze in Theorie und Praxis. Ed. Springer).

Soluţia se dă pentru un caz particular şi anume pentru cazul cînd reţeaua este compusă dintr-o singură linie, fără ramificaţii şi sarcina este uniform reprezentată de-a lungul liniei (fig. 1) Notînd cu n=numărul de posturi de trafo pe distanţa L, şi cu l=distanţa dintre 2 posturi de transformare, avem

$$l=\frac{L}{n}.$$

Pentru a determina numărul optim de posturi n, se determină costurile necesare constucţiei liniei de joasă tensiune C_l şi costurile necesare construcţiei posturilor de transformare C_t.

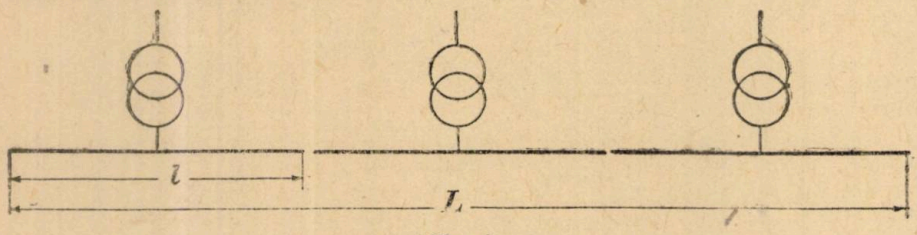


Fig. 1

Costurile C_l se pot exprima în felul următor

$$C_l=(a+3bs)L$$

deoarece:

— sînt proporţionale cu lungimea liniilor,

— pe unitate de lungime au un termen constant a care nu depinde de secţiune (costurile stîlpilor şi izolatorilor), şi un termen direct proporţional cu secţiunea 3 bs (costurile conductorilor, 3 conductori de secţ. s, costînd b lei pe mm² şi km).

Costurile C_t se pot aproxima în felul următor:

$$C_t=A+B_n$$

deoarece au:

— un termen constant care nu depinde de numărul de posturi de transformare (lungimea cablului de înaltă tensiune care trece pe acelaşi traseu).

— un termen direct proporţional cu numărul posturilor (valoarea clădirii şi a instalaţiei electrice).

Trebuie menţionat că expresiile C_l şi C_t sînt aproximative, rezultate ale unor ipoteze simplificatoare.

Pentru a exprima costurile totale în funcţie de n, se înlocuieşte valoarea s cu cea necesară ce rezultă din relaţia

$$s=\frac{1}{2}\frac{w}{58\cdot\Delta U\%U^2\cos\varphi}\left(\frac{L^2}{n^2}\right)\text{mm}^2$$

unde x =puterea absorbită pe un metru liniar de linie.

In acest caz, expresia $C_l=f(n)$ va deveni de forma

$$C_l=C_1+C_2\frac{1}{n^2}$$

iar

$$C=C_l+C_t=C_1+C_2\frac{1}{n^2}+C_3+C_4n.$$

Efectuînd derivata în funcţie de n şi anulînd-o, se ajunge la rezultatul

$$l_{optim}=\frac{L}{n_{optim}}=\sqrt[3]{\frac{U^2\cdot\Delta U\%A}{b\cdot w}}\times 4{,}24.$$

Cum această relaţie se aplică numai pentru cazul distribuţiei consumatorilor de-a lungul unei singure linii, caz extrem de rar, se încearcă în cele ce urmează, să se determine relaţii valabile pentru un caz mai frecvent, cazul distribuirii consumatorilor pe o suprafaţă.

Relaţiile se vor determina în două ipoteze.

Ipoteza 1: suprafaţa alimentată de posturi se împarte în patrate, posturile de transformare fiind plasate în centrele acestora (fig. 2). Alimentarea străzilor, cuprinse într-un patrat de latură 2 1, de către un post de transformare se face după schema arătată în fig. 3: din fiecare post pleacă 4 circuite, deservind cîte $^1/_4$ din suprafaţa patratului. In consecinţă sarcina pe aceste circuite nu mai este uniform repartizată ci creşte proporţional cu distanţa de la postul de transformare.

Dacă notăm cu σ: densitatea sarcinii W/m^2 vom avea curentul I_0 pe un circuit

$$I_0 = \text{W/m}^2 F^{\text{m}^2} \cdot \frac{l}{\sqrt{3} U^{\text{volt}} \cos\varphi} \text{ (Amp)}$$

unde

$$F = \frac{1}{2} l \cdot 2l = l^2$$

suprafaţa sfertului din patrat.

Inlocuim $\frac{\sigma}{\sqrt{3} U \cos\varphi}$ cu σ_i A/m^2

şi obţinem

$$I_0 = \sigma_i \cdot l^2. \qquad (1)$$

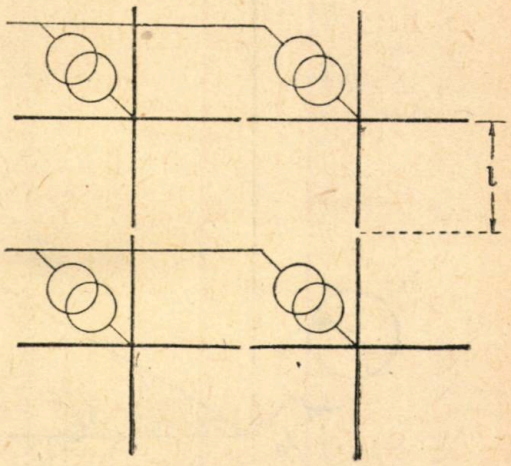


Fig. 2

Pentru a determina căderea de tensiune trebuie să găsim întîi expresia curentului pe circuitul principal I_x

$$I_x = I_0 - \int_0^x i_x \cdot d_x$$

cum

$$i_x = 2\sigma_i x d_x$$

rezultă

$$I_x = I_0 - \sigma_i x^2, \qquad (2)$$

relaţia (2) se confirmă pentru $x = 0 \quad I_x = I_0$

$$x = l \quad I_x = I_0 - \sigma_i l^2 = 0.$$

Admiţînd $\cos\varphi = 1$ (sarcină de lumină) sistem trifazat şi secţ. constantă, determinăm căderea de tensiune pe fază se anulează

$$d(\Delta U) = R_x i_x = R_x 2\sigma_i x \cdot d_x = \frac{\rho \cdot x}{s} \cdot 2\sigma_i x \cdot dx$$

de unde:

$$\Delta U_x = \int_0^x \frac{2\rho\sigma_i}{s} x^2 dx = \frac{2\rho}{s} \sigma_i \frac{x^3}{3}$$

pentru $x = l$, avem

$$\Delta U_l = \frac{3}{2} \cdot \frac{\rho}{s} \cdot \sigma_i \cdot l^3$$

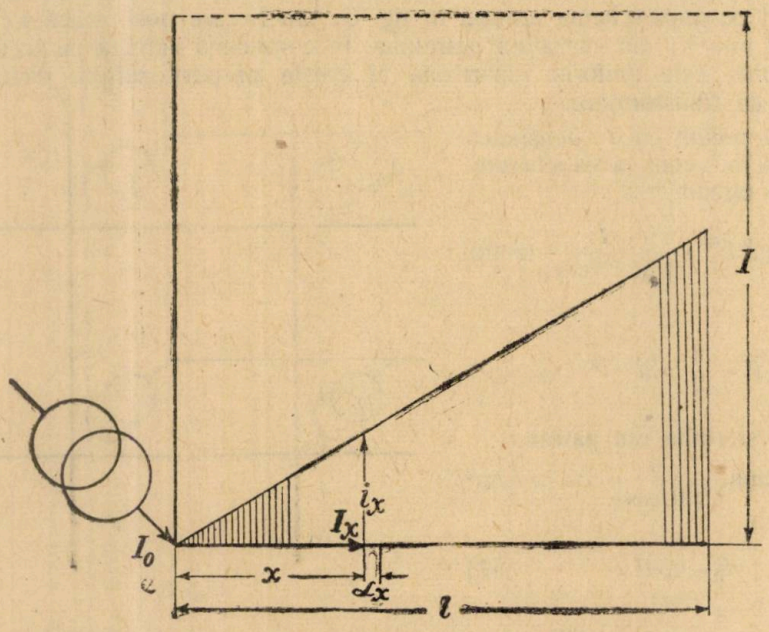


Fig. 3

admiţînd $\Delta U = 0{,}05\, U_f$ vom avea secţiunea necesară

$$s_{nec} = \frac{2}{3} \cdot \frac{100}{5} \cdot \frac{\rho\sigma_i l^3}{U_f} \cdot \tag{4}$$

Inlocuind $\sigma_i l^3 = I_0 l$ vom avea:

$$s_{nec} = \frac{2}{3} \cdot \frac{100}{5} \cdot \frac{\rho}{U_f} I_0 \cdot l \cdot \tag{5}$$

Să determinăm acum variaţia costurilor de investiţie necesare pentru posturile de transformare şi liniile principale, în funcţie de l.

Puterea nominală a postului S se determină din relaţia

$$S = 4l^2\sigma \cdot 10^{-3} \text{ kVA}$$

$$(\cos\varphi = 1).$$

Valoarea postului de transformare se admite a fi compus dintr-un termen

constant A_1 (valoarea clădirii şi aparatajului) şi un termen proporţional cu puterea transformatorului B_1S

$$C_t = A_1 + B_1S = A_1 + B_1 \cdot 4l^2 \cdot \sigma \cdot 10^{-3}.$$

Valoarea liniilor principale C_1 se compune dintr-o parte independentă de secţiune A_2 (costul stîlpilor etc.) şi dintr-o parte direct proporţională cu secţiunea B_2s

$$C_1 = 4 \cdot l \cdot (A_2 + B_2 s) = 4l \left(A_2 + B_2 \frac{2}{3} \cdot \frac{100}{\Delta U^0/_0} \cdot \frac{\rho \sigma_i}{U_f} l^3 \right).$$

Costurile totale

$$C = C_t + C_1 = A_1 + B_1 \cdot 4l^2 \cdot \sigma \cdot 10^{-3} + A_2 \cdot 4l + B_2 \frac{8}{3} \cdot \frac{100}{\Delta U^0/_0} \frac{\rho \sigma_i}{U_f} \cdot l^4.$$

Costul pe un km^2

$$C = \frac{C}{4l^2} = \frac{A_1}{4l^2} + B_1 \cdot \sigma \cdot 10^{-3} + A_2 \frac{1}{l} + B_2 \frac{2}{3} \cdot \frac{100}{\Delta U^0/_0} \frac{\rho \sigma_i}{U_f} \cdot l^2.$$

Inlocuind cu

$$a = \frac{A_1}{4},$$

$$b = B_1 \cdot \sigma \cdot 10^{-3}$$

$$c = A_2$$

$$d = \frac{2}{3} B_2 \cdot \frac{100}{\Delta U^0/_0} \cdot \frac{\rho \sigma_i}{U_f}$$

avem $C = \frac{a}{l^2} + b + \frac{c}{l} + dl^2$

Efectuăm derivata $\frac{dC}{dl}$ şi o anulăm

$$\frac{dC}{dl} = -\frac{2a}{l^3} - \frac{c}{l^2} + 2dl = 0$$

de unde rezultă relaţia

$$adl^4 - cl - 2a = 0.$$

Această relaţie ne dă valoarea lui l pentru care costurile de investiţii sînt minime.

Admiţînd pentru reţele de 380/220 V

$$A_2 + B_2S = 10\,000 + 1\,000\,S \text{ lei /km.}$$

şi la posturi de trafo zidite 6—10 kV

$$A_1 + B_1S = 120\,000 + 50 \cdot S \text{ lei}$$

vom avea pentru $\sigma_i = 360$ A/km^2 (250 kVA/mm^2)

cu $\Delta U^0/_0 = 5^0/_0$

$$a = \frac{A_1}{4} = 30\,000$$

$$c = A_2 = 10\,000$$

$$d = B_2 \frac{2}{3} \frac{100}{\Delta U\%} \cdot \frac{\rho \sigma_i}{U_f} = \frac{200}{15} \cdot 17{,}5 \cdot \frac{360}{220} \cdot 1000 = 382\,000$$

$$2 \times 382\,000\, l^4 - 10\,000\, l - 60\,000 = 0$$

$$l_{optim} = 0{,}55 \text{ km} \qquad n_{opt} = \frac{1}{4l^2} = 0{,}82 \text{ /km}^2$$

pentru $\sigma_i = 720$ A/km^2 (500 kVA/km^2)

$$a = 30\,000$$
$$c = 10\,000$$
$$d = 764\,000$$

$$2 \times 764\,000\, l^4 - 10\,000\, l - 60\,000 = 0$$

$$1528\, l^4 - 10\, l - 60 = 0$$

$$l = 0{,}45 \text{ km} \qquad n_{opt} = 1{,}23 \text{ /km}^2$$

Observaţie. Nu s-a ţinut cont de costurile liniilor derivate din liniile principale, admiţîndu-se acolo secţiunile minime necesare din p. d. v. mecanic— deci neinfluenţat de l sau σ_i.

Ipoteza 2. In acest caz am presupus împărţirea suprafeţei deservite de posturi în felul din fig. 4.

$$F = l^2.$$

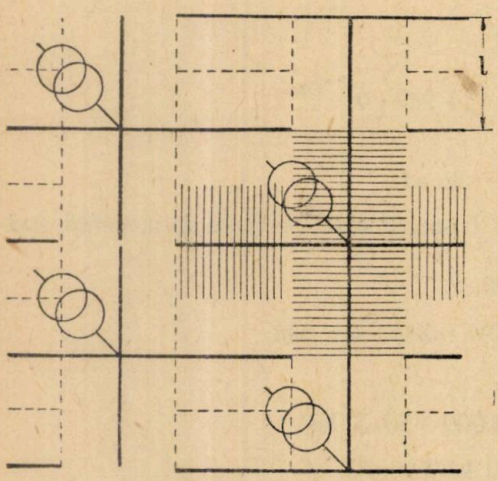


Fig. 4

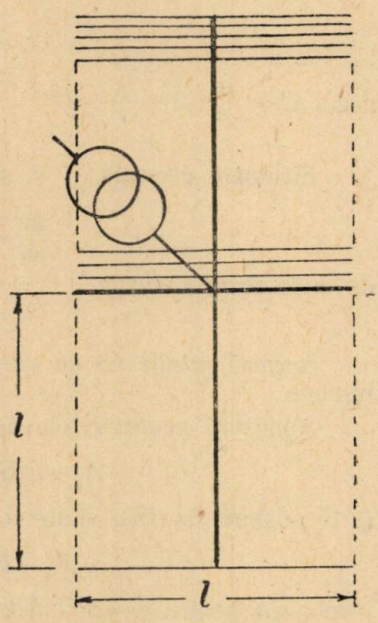


Fig. 5

Avem acum două grupe de circuite:

Circuite nord-sud fig. 5. Suprafaţa deservită de 1 circuit Sarcina uniform repartizată de-a lungul întregului circuit.

Circuite vest-est (fig. 6).

Suprafaţa deservită de un circuit $F=l^2$. Sarcina uniform distribuită de-a lungul circuitului începînd cu distanţa $\frac{l}{2}$.

Determinarea curentului total pe rampă.

a) circuit nord-sud.

$$I_a=\sigma\,\mathrm{W/m^2}\,(l)^2\,\frac{1}{\sqrt{3}U\cos\varphi}=\sigma_i\,l^2$$

b) circuit est-vest

$$I_b=\sigma\,\mathrm{W/m^2}\,(l)^2\,\frac{1}{\sqrt{3}U\cos\varphi}=\sigma_i\,l^2=I_a \quad \sigma_i=\frac{\sigma\,\mathrm{W/m^2}}{3U_f\cos\varphi}.$$

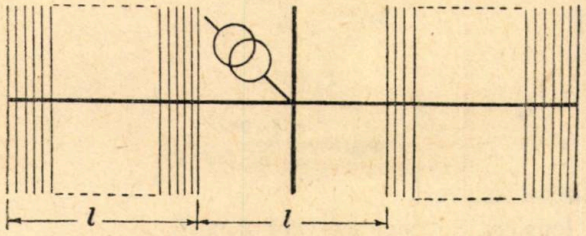


Fig 6

Repartiţia curentului de-a lungul ramurilor.

a) circuit nord-sud:

$$i\,\mathrm{A/m}=\sigma_i\,l$$

$$I_x=I_a-\sigma_i\,lx$$

Sarcină uniform repartizată pe toată lungimea.

b) Circuit est- vest: Sarcină uniform repartizată începînd cu distanţa $\frac{l}{2}$.

pentru $0\leq x\leq\frac{l}{2}\;I_x=I_b$

pentru $x>\frac{l}{2}\;I_x=I_b-\sigma_i\,l\left(x-\frac{l}{2}\right)$.

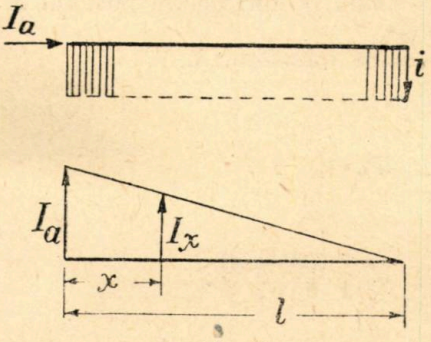


Fig. 7

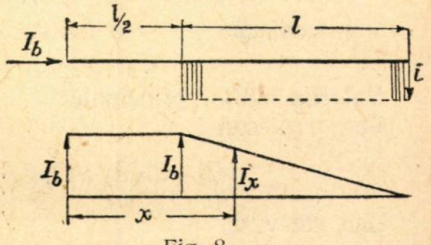


Fig. 8

Calculul căderilor de tensiune pe fază şi determinarea secţiunii necesare pentru $\Delta U^0/_0=5^0/_0$.

a) Pentru circuit nord-sud.

$$\frac{d(\Delta U)}{dx} = R_x i_x = R_x \sigma_i l\, dx = \frac{\rho x}{s} \sigma_i l\, dx$$

$$\Delta U_x = \int_0^x R_x \sigma_i l\, dx = \frac{\rho}{s} \sigma_i l \int_0^x x\, dx$$

$$\Delta U_l = \frac{\rho}{s} \sigma_i l \left| \frac{x^2}{2} \right|_0^l = \frac{\rho}{s} \sigma_i \frac{l^3}{2}$$

$$\Delta U_l = \frac{1}{2} \frac{\rho}{s} \cdot l I_a$$

dacă

$$\Delta U_{admis} = 0{,}05\, U_f \quad 0{,}05\, U_f = \frac{1}{2} \frac{\rho}{s} \sigma_i l^3$$

$$s_{nec} = \frac{1}{2} \frac{100}{5} \frac{\rho \sigma_i l^3}{U_f}$$

cum

$$I_a = \sigma_i l^2$$

$$s_{nec} = \frac{1}{2} \frac{100}{5} \frac{\rho l I_a}{U_f}.$$

b) Pentru circuit est-vest.

Căderea de tensiune se compune din 2 părţi.

$$\Delta U' = I_b \frac{\rho}{s} \frac{l}{2} = \frac{1}{2} \frac{\rho l I_b}{s} \quad \left(\text{de la } 0 \to \frac{l}{2}\right)$$

$$\Delta U'' = \frac{1}{2} \frac{\rho}{s} \cdot \sigma_i l^3 = \frac{1}{2} \frac{\rho l I_b}{s} \quad \left(\text{de la } \frac{l}{2} \to \frac{3}{2} l\right)$$

$$\Delta U_{\left(e + \frac{l}{2}\right)} = \Delta U' + \Delta U'' = l \frac{\rho}{s} I_b$$

$$s_{nec} = \frac{100}{5} \frac{\rho \sigma_i l^3}{U_f} = \frac{100}{5} \frac{\rho l I_b}{U_f}.$$

Observaţie. $s_{nec\,(b)} = 2 s_{nec\,(a)}$.

Variaţia costurilor în funcţie de distanţa dintre posturi pentru posturile de transformare şi pentru liniile de joasă tensiune.

Puterea aparentă necesară pentru un post de transformare.

$$S = 4 l^2 \sigma 10^{-3}\ \text{kW} \quad (\cos \varphi = 1).$$

Valoarea unui post de transformare

$$C_p = A_1 + B_1 S = A_1 + B_1 4 l^2 \sigma \cdot 10^{-3}.$$

Valorile liniilor principale:

linii nord-sud

$$C_l' = 2l (A_2 + B_2 s') = 2l \left(A_2 + B_2 \frac{1}{2} \frac{100}{5} \frac{\rho \sigma_i}{U_f} l^3\right);$$

linii est-vest

$$C_l'' = 3l (A_2 + B_2 s'') = 3l \left(A_2 + B_2 \frac{100}{5} \frac{\rho \sigma_i}{U_f} l^3\right).$$

Valoarea liniilor secundare se admite: $C_l''' = B_3 l^2$.

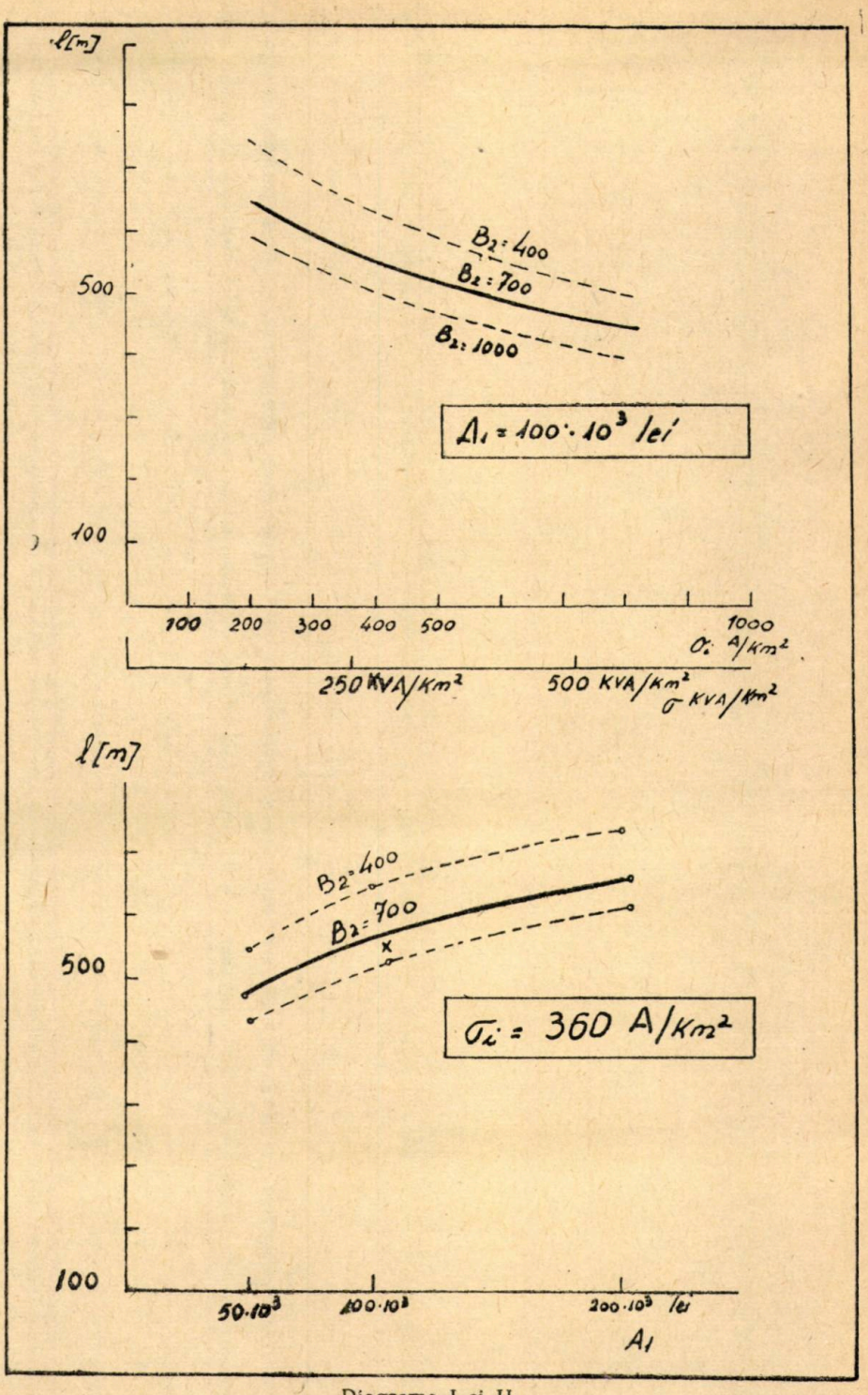
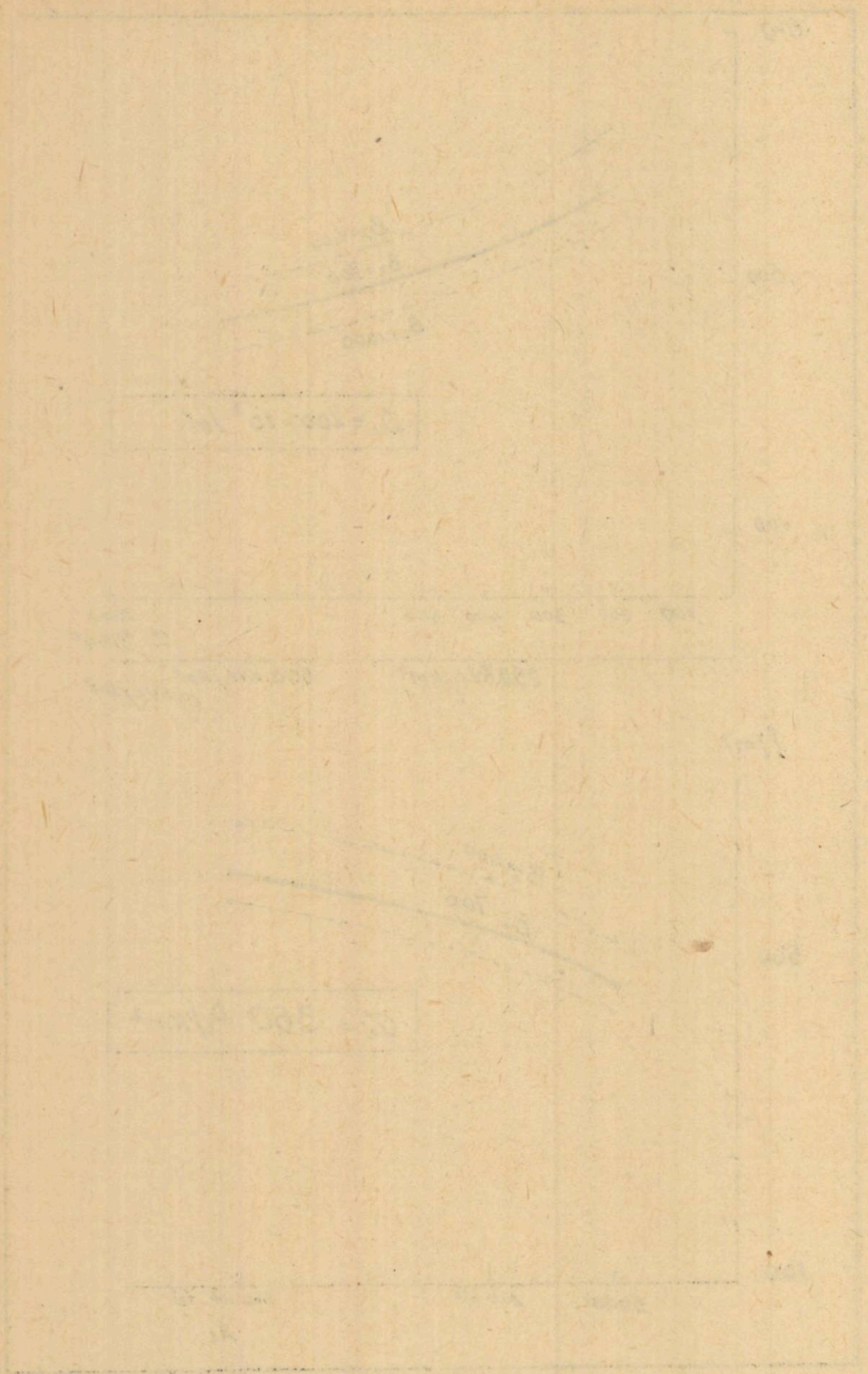


Diagrama I și II



Costul total:

$$C = C_p + C_l' + C_l'' + C_l''' = A_1 + B_1 4l^2\sigma 10^{-3} + A_2 5l + B_2 \frac{\rho\sigma_i \cdot I^4}{U_f} \cdot \frac{100}{5} \cdot 3 + B_3 l^2.$$

Costul pe km² $c_0 = \frac{C}{4l^2}$

$$c_0 = \frac{A_1}{4l^2} + B_1\sigma 10^{-3} + \frac{5}{4l} A_2 + B_2 \frac{3}{4} \frac{\rho\sigma_i l^2}{U_f} \frac{100}{5} + \frac{B_3}{4}.$$

Sau într-o formă mai simplificată

$$c_0 = \frac{a}{l^2} + b + \frac{c}{l} + dl^2 \quad \text{lei/km}^2$$

$$a = \frac{A_1}{4} \qquad c = \frac{5}{4} A_2$$

$$b = \frac{B_3}{4} + B_1\sigma 10^{-3} \qquad d = \frac{3}{4} B_2 \frac{\rho\sigma_i}{U_f} \cdot \frac{100}{5}.$$

Pentru a afla valoarea minimă calculînd derivata şi o anulăm:

$$\frac{dc_0}{dl} = -\frac{2a}{l^3} - \frac{c}{l^2} + 2dl = 0$$

$$-2a - cl + 2dl^4 = 0$$

$$2dl^4 - cl - 2a = 0.$$

Concluzii practice bazate pe formulele găsite

In diagramele de mai jos se arată variaţia lungimii optime a circuitelor de joasă tensiune principale, din care rezultă şi numărul optim de posturi de transformare pe unitate de suprafaţă, din consideraţii geometrice. Pentru variaţii destul de mari ale parametrilor din ecuaţii lungimile optime variază relativ puţin (400—800 m). Rezultatele obţinute confirmă regulile empirice folosite de exploatările energetice.

Menţionăm că ecuaţiile stabilite sînt valabile numai pentru cazurile încărcării pur active ($\cos\varphi = 1$) echilibrate pe cele 3 faze şi uniform repartizate pe suprafaţă.

In cazul sarcinii de forţe neuniform repartizată ipotezele admise nu mai sînt valabile. E drept că întreaga problemă nu se mai pune în acest caz, deoarece poziţia posturilor de transformare se determină pe baza centrului de greutate a consumatorilor.

BIBLIOGAFIE

1. Herzog—Feldman, *Die Berechnung Electrischer Leitungsnetze in Theorie und Praxis*, Ed. IV Springer 1927.

2. Verebaly L, *Villamos Erőátvitel*, Tankönyvkiadó Budapest 1953, Ed. 3 Vol. II.

LA DÉTERMINATION DU NOMBRE OPTIMUM DES POSTES DE TRANSFORMATION DANS UN RÉSEAU DE DISTRIBUTION À CHARGE UNIFORMÉMENT DISTRIBUÉE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, on étudie les solutions existantes de la littérature classique et on cherche la solution du problème pour un cas, fréquemment rencontré, que la littérature ne résout pas.

Les solutions obtenues confirment, d'une part, les valeurs utilisées jusqu'à ce jour empiriquement et, d'autre part, montrent que les valeurs cherchées varient très peu par rapport aux valeurs moyennes pratiques, même pour des conditions initiales très différentes (malgré la variation de 100-200% des paramètres fondamentaux).

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАЙЛУЧШЕГО ЧИСЛА ТРАНСФОРМАТОРНЫХ ПОСТОВ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СЕТИ С РАВНОМЕР НОЙ НАГРУЗКОЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В данной работе изучаются существующие разрешения вопроса в классической литературе и отыскивается решение для найболее часто встречаемого случая который еще не был разработан в литературе.

Найденные решения, с одной стороны подтверждают величины использованные до сих пор на эмпирическом основании и с другой стороны указывают, что искомые величины очень мало изменяются относительно средних практических величин, даже при сильно отличающихся начальных условиях (несмотря на изменения основных параметров на 100—200%).

PROBLEME DE ACȚIONARE ELECTRICĂ LA RĂZBOAIELE DE ȚESUT

DE

EUGEN SERACIN și VLAD VĂZDĂUȚEANU

1. Rezultatele ce se obțin în exploatare, în cazul alegerii potrivite a motorului electric de acționare pentru o mașină, sînt bine cunoscute. Este suficient să amintim că reducerea consumului specific de energie depinde în mare măsură de felul cum e rezolvată problema acționării. In afară de aceasta trebuie subliniat că problema alegerii raționale a motorului electric de acționare are o importanță deosebită la mașinile cu o largă răspîndire în industrie, cum ar fi de exemplu războiul de țesut.

In cazul războiului de țesut, particularitățile pe care le prezintă cuplul la arbore, adică variațiile acestuia în mod neuniform de la valori pozitive la valori negative, fac ca problema alegerii motorului pentru acționare să necesite un studiu mai aprofundat.

Este de remarcat că în literatura de specialitate nu sînt date diagrame care să reprezinte variația cuplului măsurat direct, dezvoltat la arborele motorului care antrenează războiul de țesut și nu este tratată nici problema separării cuplurilor. Ori, acestea sînt tocmai elementele fundamentale în studiul acționării mașinilor de țesut.

Considerațiunile arătate mai sus au condus la intreprinderea unor studii bazate pe cercetări experimentale. Acestea au avut drept scop de a determina pentru diferite războaie de țesut curbele de variație a cuplului la arborele motorului de acționare și a părților lui componente, variația factorului de putere, randamentului și a puterii motorului. Pe baza acestor rezultate se pot trage concluzii asupra caracteristicilor motoarelor care acționează războaiele de țesut.

Mai trebuie adăugat că această problemă s-a introdus în planul de activitate științifică a Catedrei de Utilizările Energiei Electrice de la Facultatea de Electrotehnică din inițiativa tov. acad. prof. C. Mikloși care a dat îndrumări în tot timpul executării lucrărilor și a indicat metodele pentru determinarea experimentală a cuplului la arborele motorului de acționare a războiului de țesut.

In articolul de față, se arată metoda prin care s-a determinat experimental curba de variație a cuplului la arborele motorului de acționare a unui război de țesut pentru bumbac. Se prezintă apoi rezultatele măsurătorilor și se analizează problema separării cuplurilor.

Războiul asupra căruia s-a executat studiul experimental are următoarele caracteristici:

— Numărul de bătăi pe minut 120

— Lăţimea spatei 160 cm.

— Motorul asincron în scurt circuit pentru acţionare, are turaţia sincronă 840 rot/min la frecvenţa de 42 Hz. Cuplul se transmite de la motor la arborele principal al războiului prin intermediul unei curele, raportul de transmisie fiind $i_0 = 6{,}36 : 1$.

2. Pentru a urmări mai uşor rezultatele obţinute, sînt arătate mai jos operaţiile ce se execută în mod mecanic la războiul de ţesut, precum şi mecanismele mai importante.

a) Mişcarea alternativă a vatalei, obţinută prin două mecanisme bielă manivelă. Manivelele sînt formate din coturi ale arborelui principal, pe care e calată roata de curea. Trebuie menţionat că toate mecanismele războiului de ţesut primesc mişcarea de la arborele principal.

b) Lansarea suveicii dintr-o căsuţă în cealaltă a vatalei se realizează prin cîte un mecanism de bătaie, pentru fiecare extremitate, comandat de cite un excentric. Excentricile sînt montate pe un arbore a cărui turaţie e jumătate din turaţia arborelui principal.

c) Mişcarea alternativă a iţelor (ridicare şi coborîre).

d) Inaintarea intermitentă a ţesăturii.

e) Menţinerea constantă a tensiunii din firele de urzeală.

f) Oprirea automată a războiului la ruperea firului de bătătură.

Din punct de vedere al acţionării, un rol important îl au forţele de inerţie determinate de mişcarea alternativă a vatalei. De asemenea trebuie avute în vedere vîrfurile de cuplu introduse în timpul accelerării suveicii. La aceşti factori se adăugă bineînţeles cuplul datorit frecărilor.

3. Pentru ridicarea experimentală a curbei de variaţie a cuplului, la arborele motorului de acţionare, în funcţie de timp, $M = f(t)$ s-a încercat să se confecţioneze o cuplă torsiometrică. Aceasta urma să se introducă între motor şi discul de curea. Din cauza dificultăţilor de execuţie, soluţia a fost deocamdată abandonată şi s-a recurs la folosirea motorului de acţionare ca aparat de măsură pentru cuplu. In acest scop s-a ridicat curba variaţiei alunecării în timp $s = f(t)$ la arborele motorului în cursul funcţionării normale a războiului de ţesut.

Variaţia alunecării în timp $s = f(t)$ s-a obţinut prin inregistrarea cu oscilograful mecanic a variaţiei tensiunii unui generator tahometric antrenat de motorul de acţionare al războiului. Pentru a înregistra numai variaţia tensiunii generatorului tahometric, care este proporţională cu alunecarea, s-a utilizat un montaj în opoziţie care va fi descris într-un alt articol.

Caracteristica motorului asincron $M = f(s)$ s-a determinat prin măsurarea cuplului cu o balanţă electromagnetică, iar alunecarea cu stroboscopul.

Din curbele $s = f(t)$ şi $M = f(s)$ se deduce curba de variaţie a cuplului la arborele motor în funcţie de timp, $M = f(t)$.

Alura diagramei ridicate experimental $s = f(t)$ (fig. 1 b) este apropiată de realitate, însă rezultatele nu sînt suficient de concludente, deoarece s-a suprapus o armonică de ordin superior. Este probabil că această armonică se

datoreşte unor neprecizii în execuţia pieselor transmisiei de la motor la generatorul tahometric. (Experienţele pentru determinarea variaţiei curbei $s=f(t)$, vor fi repetate).

Din motivele arătate mai sus, pentru determinarea curbei $M=f(t)$, s-a recurs la o altă metodă. Exactitatea acesteia din urmă se va verifica prin

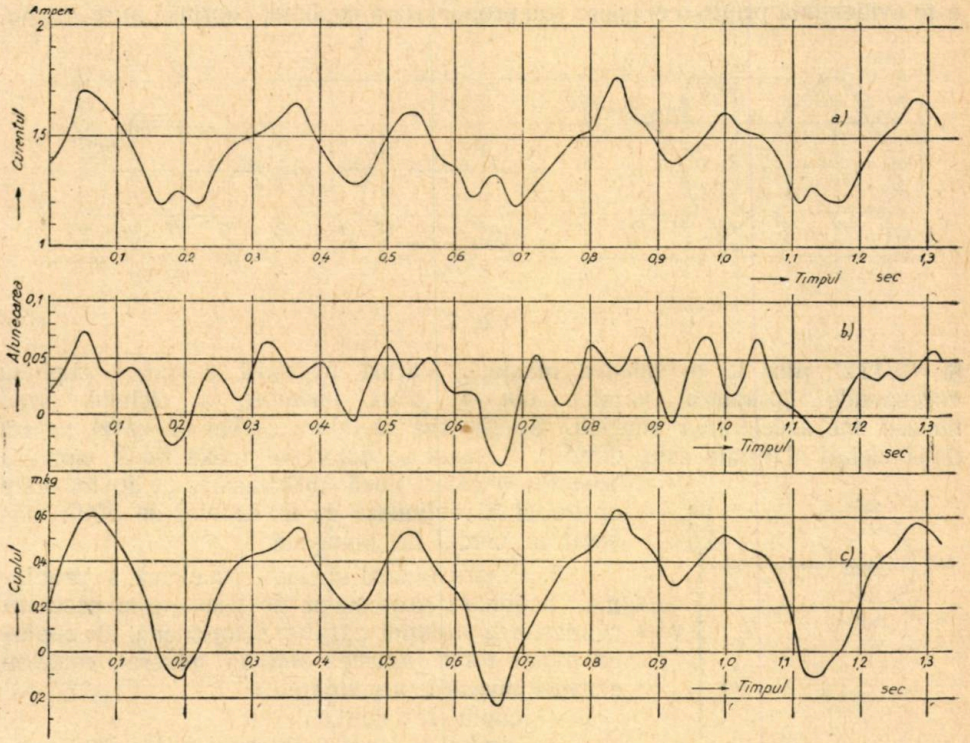


Fig. 1

compararea cu rezultatele obţinute în cazul determinării curbei $M=f(t)$ din $s=f(t)$. Astfel diagrama $M=f(t)$ reprezentată în fig. 1c, s-a determinat din oscilograma curentului (fig. 1a) şi din caracteristica $M=f(i)$.

Curba $i=f(t)$ s-a înregistrat cu oscilograful mecanic în cursul funcţionării normale a războiului de ţesut, iar caracteristica motorului $M=f(i)$ s-a determinat prin măsurători efectuate asupra motorului de acţionare cu balanţa electromagnetică.

Ţinînd seama că influenţa elementelor în mişcare ale războiului de ţesut asupra funcţionării acestuia se urmăreşte mai uşor pe baza cuplului reprezentat în funcţie de unghiul de manivelă α, în fig. 2 s-a reprezentat curba $M=f(\alpha)$ cu ajutorul curbelor $M=f(t)$ şi $\alpha=f(t)$. Curba $\alpha=f(t)$, care este aproape o dreaptă, se determină pornind de la relaţia care exprimă legătura între iuţeala unghiulară Ω, turaţia n, unghiul α, şi timpul t

$$\Omega=\frac{d\alpha}{dt}=\frac{2\pi n}{60}.$$

4. Pe baza curbei $M=f(\alpha)$ se pot face următoarele observaţiuni:

In decursul unui ciclu, curba $M=f(\alpha)$ are două valori minime, dintre care una negativă. Aceste valori sînt determinate de întîrzierea vatalei (fig. 3) care are loc de la $\alpha=90°$ la 180° şi de la $\alpha=270°$ la 360°. In timpul accelerării vatalei, corespunzător intervalelor $\alpha=0°$ la 90° şi $\alpha=180°$ la 270°, curba $M=f(\alpha)$ prezintă valori crescătoare. Perioada de accelerare a suveicii este evidenţiată printr-o creştere mai pronunţată a cuplului, cuprinsă între $\alpha\cong 85°$

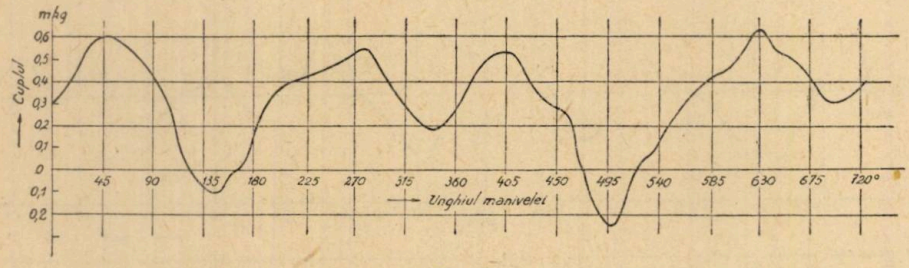


Fig. 2

şi $\alpha\cong 112°$, pînă la o valoare maximă. Partea negativă a curbei cuplului corespunde întîrzierii vatalei din a doua jumătate a ciclului, cînd nu are loc accelerarea suveicii. Se observă că alura curbei $M=f(\alpha)$ pentru două cicluri alăturate este diferită. Aceasta se datoreşte inexactităţii montării identice a celor două mecanisme de lovire care ar trebui să acţioneze cu un decalaj de 360°, măsurat pe cercul de manivelă.

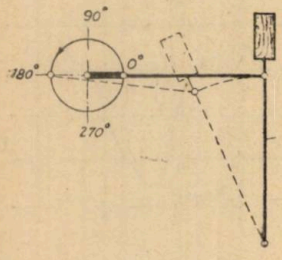


Fig. 3

5. Pentru o analiză mai temeinică a problemei acţionării războaielor de ţesut, este necesară cunoaşterea variaţiei părţilor componente ale cuplului motor total. Acestea sînt în general, conform ecuaţiei mişcării, următoarele:

— cuplul rezistent,

— cuplul de inerţie datorit variaţiei iuţelii unghiulare a maselor în rotaţie ale maşinei considerate,

— cuplul datorit variaţiei momentelor de inerţie a maselor în mişcare.

In cazul războiului de ţesut, ecuaţia de mişcare poate fi pusă sub forma:

$$M=M_r+\theta_1\frac{d\Omega_1}{dt}+\frac{1}{i}\theta_2\frac{d\Omega_2}{dt}+\frac{1}{2i}\Omega_2^2\frac{d\theta_2}{d\alpha} \qquad (1)$$

unde:

M este cuplul motor,

M_r — cuplul rezistent redus la arborele motor,

Ω_1 — iuţeala unghiulară a arborelui motor,

Ω_2 — iuţeala unghiulară a arborelui principal al războiului,

α — unghiul manivelei,

$i=\frac{\Omega_1}{\Omega_2}$ — raportul de transmisie între motor şi război (i variază cu sarcina din cauza alunecării curelei),

θ_1 — momentul de inerţie constant al maselor în rotaţie de pe arborele motorului,

$\theta_2=\theta_{2c}+\theta_{2v}$ — momentul de inerţie al maselor în mişcare ale războiului de ţesut reduse la arborele principal,

θ_{2c} — partea constantă, iar

θ_{2v} — partea variabilă, în funcţie de unghiul manivelei.

Ecuaţia mişcării (1) se poate scrie sub forma (2) prin cîteva transformări simple:

$$M=M_r-\theta_1\,\Omega_{01}\frac{ds_1}{dt}-\frac{1}{i_0(1-s)}\theta_2\,\Omega_{02}\frac{d(s_1+s)}{dt}+\frac{1}{2i_0(1-s)}\Omega_{02}^2[1-(s_1+s)]^2\frac{d\theta_2}{d\alpha} \quad (2)$$

unde

Ω_{01} este iuţeala unghiulară sincronă la arborele motor,

$\Omega_{02}=\frac{\Omega_{01}}{i_0}$ — iuţeala unghiulară sincronă redusă la arborele principal al războiului,

$i_0=\frac{d_1}{d_2}$ — raportul de transmisie constant (d_1 şi d_2 sînt diametrele discurilor de curea ale transmisiei),

$s_1=\frac{\Omega_{01}-\Omega_1}{\Omega_{01}}$ — alunecarea la arborele motor,

$s_1+s=\frac{\Omega_{02}-\Omega_2}{\Omega_{02}}$ — alunecarea la arborele principal al războiului,

$s=\frac{\Omega_1-i_0\,\Omega_2}{\Omega_{10}}$ — alunecarea curelei,

$i=i_0(1-s)$ — exprimă legatura între rapoartele de transmisie i şi i_0.

6. Se observă că pentru separarea cuplurilor e necesar să se cunoască valoarea momentelor de inerţie şi variaţia lor în decursul unui ciclu, care durează aproximativ 0,475 sec.

Momentele de inerţie s-au determinat pentru fiecare element în mişcare în parte, din perioada de oscilaţie T şi greutatea G. Perioada de oscilaţie T a elementului suspendat ca pendul şi momentul său static $G\cdot s$ sau determinat pe cale experimentală, cu ajutorul unui dispozitiv construit în acest scop.

Legătura între mărimile determinate experimental şi momentul de inerţie, se obţine pornind de la relaţia

$$T=2\pi\sqrt{\frac{\theta}{G\cdot s}}, \quad (3)$$

valabilă pentru pendulul fizic, unde θ e momentul de inerţie al piesei faţă de axa de pendulare, s distanţa între centrul de greutate al piesei şi axa de pendulare, iar G greutatea piesei

Astfel s-a găsit:

$$\theta_1=0{,}6\cdot10^{-3}\ \text{kgm sec}^2$$

$$\theta_{2c}=147\cdot10^{-3}\ \text{kgm sec}^2.$$

(Pentru a face comparaţie cu θ_1, s-a calculat şi mărimea redusă $\theta_{2cr}=\frac{\theta_{2c}}{i_0^2}=3{,}64\cdot10^{-3}$ kgm sec^2).

In vederea reprezentării curbei $\theta_{2v}=f(\alpha)$ din fig. 4b s-a determinat separat variaţia momentului de inerţie al vatalei $\theta_L=f(\alpha)$ şi al suveicii $\theta_s=f(\alpha)$. Variaţia momentelor de inerţie a celorlalte elemente în mişcare s-a neglijat. Curba $\theta_L=f(\alpha)$ reprezentată în fig. 4a s-a calculat cu ajutorul relaţiei (4)

$$\theta_L=\frac{m_L r^2\sin^2(\alpha+\beta)}{\cos^2\beta} \quad (4)$$

valabilă în cazul mecanismului bielă manivelă. In această relație s-a notat cu

m_L masa redusă a vatalei în punctul de atac al bielei, care s-a determinat experimental și are valoarea de 8,25 kg sec^{2}m^{-1},

r raza cercului manivelei egală cu 0,065 m,

$\gamma = \arcsin\left(\frac{r}{l}\sin\alpha\right)$ unghiul bielei (lungimea bielei este $l = 0{,}375$ m).

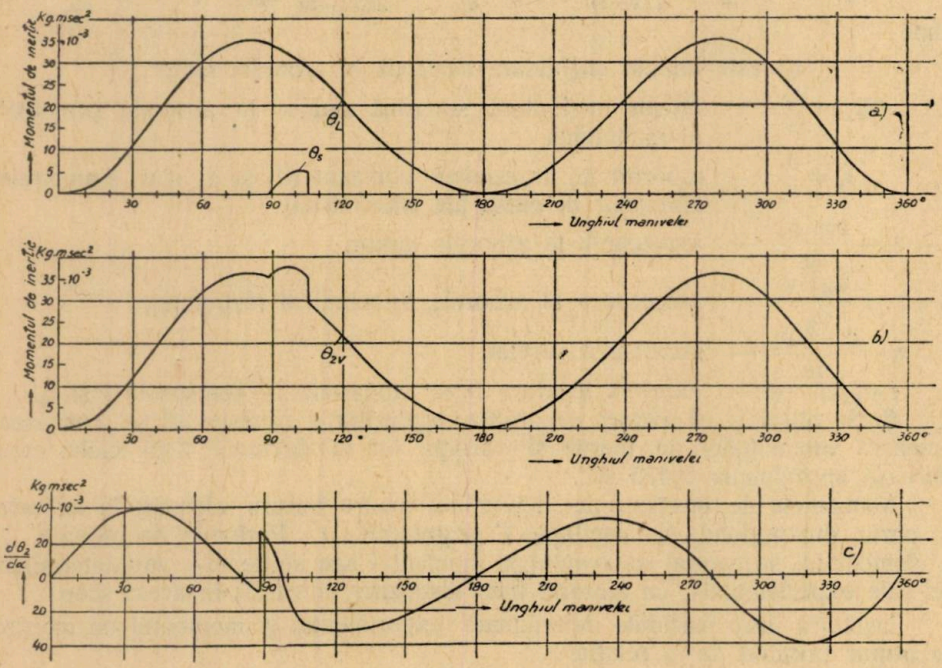


Fig. 4

Curba $\theta_s = f(\alpha)$ arătată în fig. 4a s-a calculat pornind de la considerentul că energia suveicii în mișcare de translație este egală cu energia masei reduse la arborele principal, în mișcarea de rotație adică:

$$\frac{m_s V^2}{2} = \frac{\theta_s \Omega^2}{2} \tag{5}$$

unde

m_s este masa suveicii egală cu 0,0254 kg sec^2 m^{-1},

θ_s — momentul de inerție al suveicii redus la arborele principal,

V — viteza la un moment dat a suveicii corespunzătoare unei anumite iuțeli unghiulare Ω.

Relația (5) se poate pune sub forma

$$\theta_s = m_s \left(\frac{\frac{dl}{dt}}{\frac{d\alpha}{dt}}\right)^2 \tag{6}$$

în care cu *dl* s-a notat spaţiul parcurs de suveică în timpul *dt* corespunzător unghiului la manivelă $d\alpha$.

Experimental s-a determinat variaţia $l=f(\alpha)$, iar cu ajutorul acesteia şi a relaţiei (6) s-a trasat curba $\theta_s=f(\alpha)$. Trebuie menţionat că în calculele curbei $\theta_s=f(\alpha)$ nu s-a ţinut seama de elasticitatea mecanismului de lovire al suveicii.

Avînd curba $\theta_{2v}=f(\alpha)$ obţinută prin însumarea curbelor $\theta_L=f(\alpha)$ şi $\theta_s=f(\alpha)$ s-a calculat derivata

$$\frac{d\theta_2}{d\alpha}=\frac{d\theta_{2V}}{d\alpha}=f(\alpha)$$

care s-a reprezentat în fig. 4c.

7. Din analiza ecuaţiei (2) se observă că cuplul la arborele motor se compune din următorii termeni:

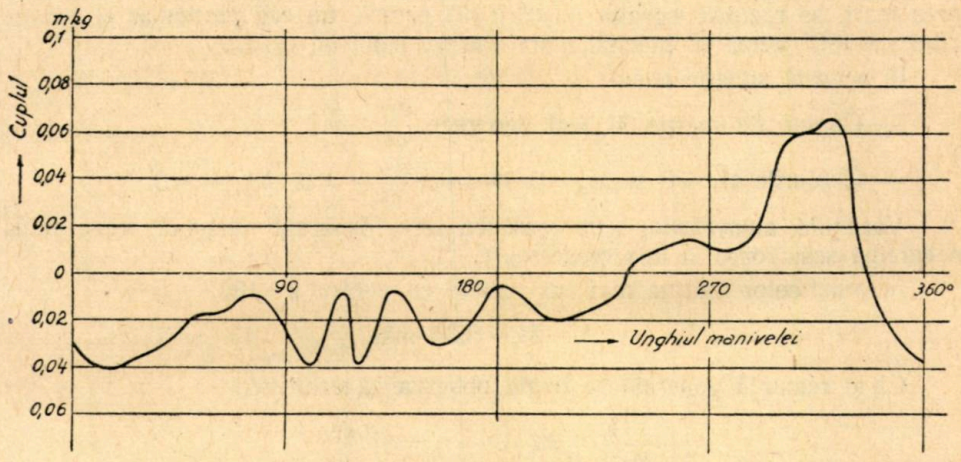


Fig. 5

a) $M_{j1}=-\theta_1\Omega_{01}\frac{ds_1}{dt}$ reprezintă cuplul de inerţie datorit variaţiei iuţelii unghiulare a maselor de pe arborele motor. Deoarece θ_1, Ω_{01}, $s_1=f(t)$ şi $\alpha=f(t)$ se cunosc, s-a reprezentat în fig. 5 curba $M_{j1}=f(\alpha)$. Influenţa cuplului arătat mai sus asupra funcţionării războiului este mică, valoarea lui maximă fiind de $6{,}34\cdot10^{-2}$ mkg.

b) $M_{j2}=-\frac{1}{i_0(1-s)}\theta_2\Omega_{02}\frac{d(s_1+s)}{dt}$ reprezintă cuplul de inerţie redus la arborele motor, care apare datorită variaţiei iuţelii unghiulare a maselor în mişcare ale războiului de ţesut. Variaţia acestui cuplu în cursul unui ciclu nu s-a putut reprezenta, deoarece din încercările făcute nu s-au obţinut rezultate concludente pentru alunecarea s_1+s. Astfel măsurătorile pentru determinarea curbei alunecării curelei vor fi reluate.

Cuplul M_{j2} prezintă importanţă, întrucît în decursul unui ciclu are valori de acelaşi ordin de mărime cu ale cuplului motor.

c) $M_{j3}=\frac{1}{2i_0(1-s)}\Omega_{02}^2[1-(s_1+s)]^2\frac{d\theta_2}{d\alpha}$ reprezintă cuplul redus la arborele motor, care apare în urma variaţiei momentelor de inerţie ale maselor în mişcare. Influenţa acestui cuplu asupra funcţionării războiului de ţesut este mare, valoarea lui maximă fiind în jur de 0,6 kgm. Ţinînd seamă că prima parte a termenului M_{j3}, adică $\frac{1}{2i_0(1-s)}\Omega_{02}^2[1-(s_1+s)]^2$ variază puţin cu sarcina, curba $M_{j3}=f(\alpha)$ are aceeaşi formă ca şi curba $\frac{d\theta_2}{d\alpha}=$ $=f(\alpha)$, adică are o alură apropiată de cea sinusoidală, avînd o perioadă egală cu jumătate din durata unui ciclu. Influenţa accelerării suveicii se manifestă bineînţeles printr-un vîrf de cuplu ce apare în intervalul în care are loc bătaia suveicii.

d) M_r reprezintă cuplul rezistent, care este produs de frecări. Curba $M_r=$ $=f(\alpha)$ nu se poate reprezenta neavînd determinate, după cum s-a arătat, variaţiile tuturor cuplurilor de inerţie.

Pentru a aprecia mărimea cuplului rezistent, care nu poate avea variaţii prea mari, se rezolvă ecuaţia mişcării (2) pentru un caz particular şi anume cînd $\alpha=180°$ adică în punctul mort dinspre sulul de urzeală.

In această situaţie avem:

— Cuplul de inerţie $M_{j3}=0$ deoarece $\frac{d\theta_2}{d\alpha}=0$.

— Cuplurile $M_{j1}=0$ şi $M_{j2}=0$ deoarece $\frac{ds_1}{dt}=0$ şi $\frac{d(s_1+s)}{dt}=0$.

Variaţiile alunecărilor sînt egale cu zero, deoarece războiul trece de la o sarcină scăzătoare la una crescătoare.

In urma celor arătate mai sus rezultă că pentru $\alpha=180°$

$$M=M_r=0{,}34 \text{ mkg.}$$

Ca o remarcă generală se poate observa că termenul

$$\frac{1}{2i_0(1-s)}\Omega_{02}^2[1-(s_1+s)]^2\frac{d\theta_2}{d\alpha}$$

este acela care introduce variaţiile mari ale cuplului total. Aceste variaţii ale cuplului sînt cauza variaţiilor mari ale alunecărilor, deci şi a cuplurilor reprezentate prin termenii $-\theta_1\Omega_{01}\frac{ds_1}{dt}$ şi $-\frac{1}{i_0(1-s)}\theta_2\Omega_{02}\frac{d(s_1+s)}{dt}$ cari compensează într-o anumită măsură cuplul produs de variaţia momentului de inerţie. Rezultă prin urmare, că masele corespunzătoare părţilor constante ale momentelor de inerţie θ_1 şi θ_2 au rol de volan.

8. In cele expuse mai sus, s-a căutat să se scoată în evidenţă felul de variaţie a cuplului motor şi a părţilor lui componente în cursul unui ciclu de funcţionare a războiului de ţesut. Pe baza acestor consideraţiuni, care urmează să fie completate cu concluziile altor măsurători, şi a rezultatelor experimentale referitoare la factorul de putere, randamentul, puterea, precum şi a comparaţiei între funcţionarea diferitelor tipuri de războaie, se vor preciza condiţiunile care trebuie să le satisfacă motoarele electrice de acţionare pentru războaiele de ţesut.

Acest aspect al problemei va fi tratat într-un alt articol.

PROBLÈMES AU SUJET DE LA COMMANDE ÉLECTRIQUE DES MÉTIERS À TISSER

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail, on expose d'abord les considérations qui ont conduit à l'étude du problème de la commande des métiers à tisser ainsi que le but de cette étude.

On expose ensuite la méthode pour la détermination de le variation du couple de l'arbre du moteur par l'emploi de ce dernier comme appareil de mesure pour le couple.

Dans ce cas la courbe $M=f(t)$ se déduit de l'oscilogramme du glissement du moteur et de la courbe $M=f(s)$ déterminée expérimentalement.

Etant donné que l'oscilogramme $s=f(t)$ — déformé par la superposition d'une harmonique, à cause du fonctionement imprécis de la transmission — n'a pas été sufisamment concluant, on a déterminé la courbe $M=f(t)$ par l'oscilogramme du courant absorbé par le moteur, à l'aide de la courbe $M=f(i)$, trouvée expérimentalement.

En vue de la séparation du couple de l'arbre du moteur, on a déterminé, expérimentalement, les moments d'inertie des organes en mouvement du métier à tisser, du moteur et de transmission.

On a représenté les moments d'inertie variables en fonction de l'angle de la manivelle.

On termine le travail par certaines conclusions sur les parties composantes du couple de l'arbre du moteur.

ВОПРОСЫ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ДЛЯ ТКАЦКИХ СТАНКОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В начале работы указываются соображения которые привели к изучению вопроса привода ткацких станков, а так-же и цель преследуемая настоящей работой.

Потом излагается метод для спределения изменений пары вала мотора при употреблении этого вала как измерительного прибора, для пары. Кривая $M=f(t)$ выводится, в этом случае из осциллограммы скольжения мотора и из кривой $M=f(s)$ определенной опытным путем.

Но имея в виду что осциллограмма $s=f(t)$ не совсем ясна, будучи искажена наложением гармоники, благодаря неточной работе передачи, кривая $M=f(t)$ была определена из осциллограммы поглощенного мотором тока, с помощью кривой $M=f(i)$ найденной опытным путем.

В виду отделения пары от вала мотора были определены опытным путем моменты инерци движущих частей ткацкого станка, двигателя и передачи. Переменные моменты инерции изображены в зивисимости от угла кривошипа

Работа заканчивается некоторыми выводами касающимися составляющих пары вала двигателя.

DETERMINAREA VALORII DE CALCUL A INTREFIERULUI DE LA ÎMBINAREA PRIN SUPRAPUNERE A TOLELOR MAŞINILOR ELECTRICE

DE

TOMA DORDEA

Imbinarea tolelor, din care se construiesc miezurile feromagnetice ale maşinilor şi transformatoarelor electrice, se poate face fie sub formă dinţată (fig. 1a) sau prin suprapunere (fig. 1b). La maşini electrice, atunci cînd nu se poate executa miezul dintr-o singură bucată se realizează din segmenţi, care se îmbină după forma *a* din fig. 1. Cînd miezurile au dimensiuni mari, care depăşesc gabaritele căilor ferate, ele se execută din mai multe părţi care se îmbină între ele prin suprapunere. La transformatoarele electrice se utilizează ambele tipuri de îmbinări, cu observaţia că tipul *b* este mai simplu din punct de vedere constructiv decît tipul *a*, însă duce la un curent de magnetizare mai mare.

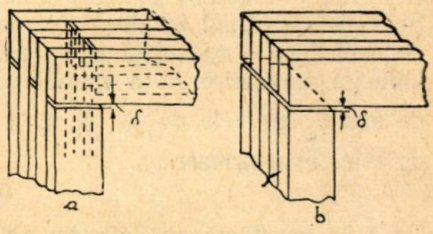


Fig. 1

Intrucît influenţa întrefierului îmbinării asupra curentului de magnetizare este mai mare la îmbinarea prin suprapunere decît la cea dinţată, considerăm acest tip de îmbinare prin suprapunere.

Pentru determinarea curentului de magnetizare a miezului este necesar să se cunoască inducţia magnetică în întrefierul δ cu care să se calculeze apoi tensiunea magnetică din întrefier. In general inducţia magnetică din întrefier nu se cunoaşte, ci inducţia magnetică din oţel B_{Fe} şi atunci se pune problema: admiţînd că în întrefierul îmbinării avem aceeaşi inducţie ca şi în miezul de oţel, care trebuie să fie valoarea întrefierului, pentru ca tensiunea magnetică ce revine îmbinării să fie cea din cazul real. Fie această valoare δ', evident diferită de δ valoarea întrefierului real. Raportul

$$k_\delta = \frac{\delta'}{\delta}$$

se numeşte factorul de întrefier, care trebuie să fie cunoscut pentru calculul circuitului magnetic, iar δ' reprezintă valoarea de calcul a întrefierului îmbinării.

Problema determinării factorului de întrefier k_δ se rezolvă prin metoda reprezentărilor conforme, metodă utilizată des în astfel de cazuri. Pentru a putea utiliza metoda reprezentărilor conforme, se fac următoarele ipoteze:

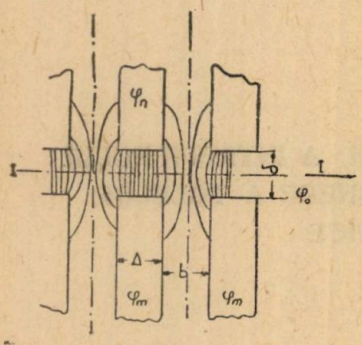


Fig. 2

1. Se presupune că permeabilitatea magnetică a tolelor de oţel este ∞ în raport cu cea a mediului dintre tole şi din întrefier, căci $\mu_{Fe} \gg \mu_{aer}$.

2. Se presupune că lăţimea tolelor nu influenţează cîmpul magnetic dintre tole şi din întrefier, prin urmare cîmpul este plan.

3. Se presupune că toate tolele au aceeaşi grosime şi deci este suficient să se studieze repartiţia cîmpului magnetic pentru o singură tolă.

4. Se presupune că lungimea liniei de cîmp a circuitului magnetic este ∞ în raport cu valoarea întrefierului.

5. Se consideră că tolele, care limitează întrefierul, sînt faţă în faţă, ceea ce de obicei este cazul.

Conform ipotezei 1, cîmpul magnetic din întrefier şi dintre tole este un cîmp potenţial, iar suprafeţele tolelor sînt suprafeţe echipotenţiale. In acest caz cîmpul magnetic dintre tole şi din întrefier va avea configuraţia din fig. 2. Se vede că planul I-I dus între capetele tolelor, cari limitează întrefierul este de asemenea o suprafaţă echipotenţială. Fie φ funcţia potenţială din care derivă inducţia magnetică B în spaţiul considerat, şi care ia valorile: φ_n pe tolele de sus, φ_m pe cele de jos şi φ_0 în planul I-I, dus între capetele tolelor, la $\frac{\delta}{2}$ de tole. Prin urmare:

$$B = \operatorname{grad} \varphi.$$

Dacă se consideră configuraţia din fig. 2 în planul complex x, o, jy deci în planul z, unde $z = x + jy$, se poate pune şi

$$B = \operatorname{grad} \varphi = \nabla\varphi = \frac{\partial\varphi}{\partial x} + j\frac{\partial\varphi}{\partial y} \qquad \left(\nabla = \frac{\partial}{\partial x} + j\frac{\partial}{\partial y}\right)$$

fiind operatorul „nabla" al lui Hamilton.

Funcţia potenţială φ depinde de x şi y. In condiţiile date avem $\operatorname{div} B = 0$ sau $\operatorname{div}\operatorname{grad}\varphi = 0$ sau şi $\nabla^2\varphi = 0$, căci B este un cîmp eminamente solenoidal.

In acest caz se poate ataşa funcţiunii φ, o altă funcţie ψ, astfel ca laplacianul ei să fie nul, deci

$$\nabla^2\psi = 0$$

şi care să fie legată de funcţiunea φ prin relaţiile lui Cauchy-Riemann

$$\frac{\partial\varphi}{\partial x} = \frac{\partial\psi}{\partial y}; \quad \frac{\partial\varphi}{\partial y} = -\frac{\partial\psi}{\partial x}. \tag{2}$$

In acest caz funcţiunile φ şi ψ, cari depind de x şi y, definesc împreună o altă funcţiune complexă χ după relaţia:

$$\chi = \varphi + j\psi \tag{3}$$

care depinde de variabila complexă $z = x + jy$ şi este analitică în virtutea definiţiei ei [satisface relaţiile (2)].

χ fiind o funcţie analitică avem şi

$$\frac{d\chi}{dz} = \frac{\partial\varphi}{\partial x} + j\frac{\partial\psi}{\partial x}$$

sau, în virtutea relaţiilor (2):

$$\frac{d\chi}{dz} = \frac{\partial\varphi}{\partial x} - j\frac{\partial\varphi}{\partial y}.$$

Deoarece $B = \frac{\partial\varphi}{\partial x} + j\frac{\partial\varphi}{\partial y}$, înseamnă că B este totodată şi valoarea conjugată a derivatei funcţiunii χ în raport cu mărimea complexă z, pe care o reprezentăm prin $\left[\frac{d\chi}{dz}\right]^0$, deci:

$$B = \left[\frac{d\chi}{dz}\right]^0. \tag{4}$$

In consecinţă, determinarea inducţiei B în spaţiul considerat implică determinarea funcţiunii potenţiale χ, a cărei parte reală reprezintă suprafeţele echipotenţiale, din care derivă B:

$$\varphi(x, y) = \text{const.}$$

iar partea imaginară reprezintă suprafeţele de cîmp, la cari inducţia B este tangentă, după relaţia:

$$\psi(x, y) = \text{const.}$$

Cunoscînd inducţia B în orice punct al spaţiului considerat, se poate determina fluxul magnetic Φ care iasă din tola de potenţial φ_n şi intră în tola în prelungire cu ea, de potenţial φ_m, dacă $\varphi_m > \varphi_n$ căci B este dirijat, conform definiţiei $B = \text{grad}\,\varphi$, în sensul în care potenţialul creşte. Avem:

$$\Phi = \int \bar{B}\,\bar{ds} \tag{5}$$

unde integrala se efectuiază pentru toată suprafaţa tolei, presupusă de lungime infinită. Calculul se poate efectua numai pentru o porţiune din lăţimea tolei, de lăţime egală cu unitatea. Cunoscînd fluxul Φ pentru unitatea de lăţime a tolei, se poate determina inducţia din tolă:

$$B_{Fe} = \frac{\Phi}{\Delta \cdot 1}. \tag{6}$$

Inducţia B_{Fe} avînd loc pe o distanţă de δ', tensiunea magnetică a liniei de cîmp cuprinsă în acest întrefier este $\frac{1}{\mu_0}\delta' \cdot B_{Fe}$ şi conform definiţiei lui δ', este egală cu $(\varphi_m - \varphi_n)\frac{1}{\mu_0}$ prin urmare:

$$\delta' = \frac{\varphi_m - \varphi_n}{B_{Fe}} = \frac{\Delta \cdot (\varphi_m - \varphi_n)}{\Phi}. \tag{7}$$

Se obţine astfel valoarea de calcul δ' a întrefierului, care este cea căutată.

Pentru calcul este suficient să se considere numai o porţiune din spaţiul considerat şi anume : porţiunea limitată de suprafaţa tolei şi planul de potenţial mediu φ_0, prin urmare porţiunea determinată de conturul A, B, C, D, E, A, fig. 3, unde AB este linia de cîmp medie, între două tole vecine, iar DE este linia de cîmp de la mijlocul tolei de grosime Δ.

Acest contur îl reprezentăm conform în axa reală a unui plan intermediar complex de variabilă $t=r+js$ cu ajutorul teoremei Schwartz-Cristoffel. Alegem pentru aceasta axele xoy cu originea în C şi axa reală paralelă cu muchia tolei, conform fig. 3. In felul acesta este reprezentat conturul $ABCDEA$, ales cu sensul de parcurgere aşa fel, încît aria închisă să rămînă la stînga. Această arie închisă se transformă conform în semiplanul pozitiv, din planul complex al variabilei $t=r+js$. Funcţiunea de transformare, conform teoremei lui Schwartz-Cristoffel este :

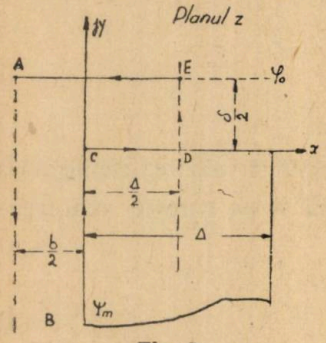


Fig. 3

$$\frac{dz}{dt}=\frac{C}{(t-t_1)^{\alpha_1}(t-t_2)^{\alpha_2}\ldots(t-t_n)^{\alpha_n}} \tag{8}$$

unde

$$\alpha_1+\alpha_2+\ldots+\alpha_n=2$$

iar C_1, t_i şi α_i se determină din corespondenţa celor două reprezentări conforme. Exponenţii α_i se determină din conturul din planul z, reprezentînd raportul dintre unghiul determinat de sensurile de parcurgere ale două laturi consecutive ale conturului şi π, ţinînd cont de sensul pozitiv trigonometric. Dintre constantele t_i trei se pot alege arbitrar şi anume : una determină $+\infty$ şi $-\infty$ pe axa reală ; a 2-a fixează originea în planul t, iar a treia fixează metrica planului t.

Alegem pentru planul t următoarele puncte : considerăm punctul A la $\pm\infty$ pe axa reală : alegem originea în punctul B, iar C se găseşte la distanţa 1 de punctul B. Rămîne încă de determinat abscisele punctelor D şi E în planul t, care sînt d, respectiv e. Avem prin urmare tabloul de transformare al planului z în planul t :

	A	B	C	D	E
α_i	$\frac{1}{2}$	1	$-\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$
t_i	$\pm\infty$	0	1	d	e

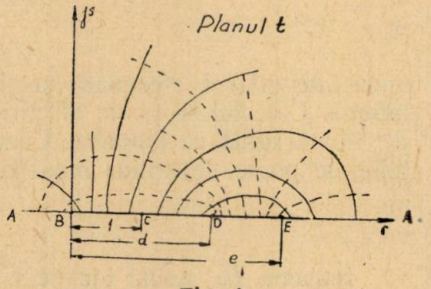


Fig. 4

Constanta C_1 se determină din condiţii de corespondenţă a celor două configuraţii.

Reprezentarea conformă a conturului $ABCDEA$ din planul z în axa reală din planul t, este dată în fig. 4. Deci aria limitată de contur din planul z s-a transformat conform în semiplanul pozitiv din planul variabilei t, funcţiunea de transformare fiind :

$$\frac{dz}{dt}=C_1\cdot\frac{t-1}{t}\cdot\frac{1}{\sqrt{(t-1)(t-d)(t-e)}}\cdot \tag{9}$$

Constanta C_1 se determină din condiţia: cînd se trece de pe dreapta AB pe dreapta BC (fig. 3) se parcurge distanţa $\frac{b}{2}$; în planul t se înconjoară originea pe deasupra printr-un semicerc de rază foarte mică. Dacă $\oint_B f(t)\,dt$ reprezintă valoarea integralei funcţiunii de transformare, luată de-a lungul unui cerc parcurs pozitiv ce înconjoară numai punctul B, atunci se poate pune:

$$\int_{AB}^{BC} dz = \frac{b}{2} = -\frac{1}{2}\oint_B f(t)\,dt. \tag{10}$$

Valoarea integralei se determină aplicînd teorema rezidurilor la punctul B, care este un pol simplu al funcţiunii $\frac{dz}{dt} = f(t)$. Se ştie din teoria funcţiunilor analitice [L, 5] că dacă t_0 este un pol de ordinul n al funcţiunii $f(t)$, atunci rezidul funcţiunii $f(t)$ pentru polul $t = t_0$ este:

$$\operatorname*{Rez}_{t=t_0} f(t) = \frac{1}{(n-1)!}\left[\frac{d^{n-1}}{dt^{n-1}}(t-t_0)^n f(t)\right]_{t=t_0}.$$

Punctul B este un pol simplu al funcţiunii $\frac{dz}{dt}$, deci $n=1$ şi prin urmare

$$\operatorname{Rez}\left(\frac{dz}{dt}\right)_{t=0} = -\frac{C_1}{j\sqrt{d\cdot e}}.$$

Insă pentru poluri simple avem:

$$\operatorname*{Rez}_{t=t_0}\frac{dz}{dt} = \frac{1}{2\pi j}\oint_B f(t)\,dt$$

şi deci $-\frac{1}{2}\oint f(t)\,dt = \frac{\pi C_1}{\sqrt{d\cdot e}}$, pe care înlocuind-o în (10) se obţine:

$$C_1 = \frac{b\sqrt{d\cdot e}}{2\pi}. \tag{11}$$

Determinarea lui d şi e se face ţinînd cont că atunci cînd în planul z se parcurge distanţa $CD = \frac{\Delta}{2}$ de-a lungul axei reale, în planul t se parcurge o distanţă de la C la D, tot pe axa reală, de la 1 la d, iar drumului $DE = \frac{\delta}{2}$ din planul z îi corespunde parcurgerea de la d la e în planul t. In consecinţă relaţia (9) ne conduce la:

$$\begin{aligned}\frac{\Delta}{2} &= C_1\int_1^d \frac{t-1}{t}\cdot\frac{dt}{\sqrt{(t-1)(t-d)(t-e)}}\\ \frac{\delta}{2} &= C_1\int_d^e \frac{t-1}{t}\cdot\frac{dt}{\sqrt{(t-1)(t-d)(t-e)}}.\end{aligned} \tag{12}$$

Aceste două relaţii definesc pe d şi e în funcţie de λ, δ şi b, prin urmare funcţiunea de transformare este complet determinată.

Se vede simplu că integralele din (12) sînt integrale eliptice de speţa treia, care implică greutăţi de calcul. In vederea evitării greutăţilor de calcul de obicei în studiul repartiţiei cîmpului magnetic (factorul lui Carter) se fac ipoteze simplificatoare, în virtutea cărora funcţiunile de transformare conformă duc la integrale obişnuite.

La determinarea factorului lui Carter relativ la întrefierul maşinilor electrice se presupune că lăţimea dintelui nu influenţează cîmpul magnetic de la muchiile lui, că deci repartiţia este aceiaşi ca şi în cazul că dintele ar avea o lăţime infinit de mare. Evident această ipoteză este valabilă practic pentru maşini electrice cu întrefier mic în raport cu lăţimea dintelui, însă nu mai este valabilă pentru cazul întrefierului transformatoarelor decît în anumite cazuri. Pentru a stabili care sînt limitele de valabilitate ale acestei ipoteze simplificatoare, în cazul îmbinărilor tolelor în modul arătat, determinăm valoarea de calcul al întrefierului în două cazuri:

1. Se presupune că lăţimea tolei nu influenţează repartiţia cîmpului la muchii.

2. Se ţine cont că lăţimea tolei influenţează această repartiţie, deci se lucrează cu relaţiile (12) sub forma dată.

Cazul I. **Lăţimea tolei nu influenţează repartiţia cîmpului magnetic la muchii.** Aceasta înseamnă că repartiţia cîmpului în spaţiul dintre tole este aceeaşi ca şi în cazul că tola are o grosime ∞. In consecinţă conturul din fig. 3 se transformă în conturul deschis din fig. 5. Aceasta înseamnă că punctele D şi E se apropie unul de altul, pînă ce se confundă, deci E dispare ca punct distinct. De asemenea configuraţia cîmpului din planul intermediar t din fig. 4 trece în cea din fig. 7. Funcţiunea de transformare definită de (9) trece în:

$$\frac{dz}{dt} = C_1' \frac{\sqrt{t-1}}{t(t-d)}. \tag{13}$$

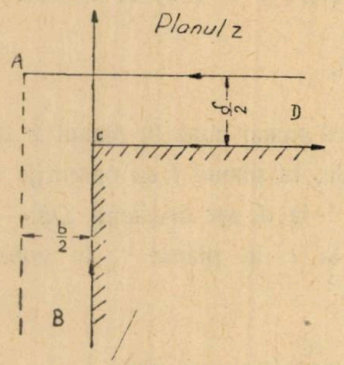


Fig. 5

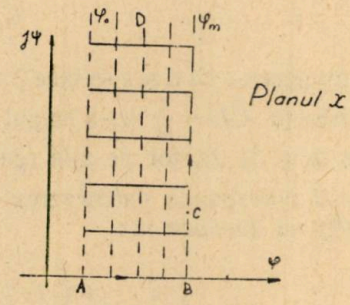


Fig. 6

iar C_1, în loc de (11) obţine valoarea:

$$C_1' = -\frac{bd}{2\pi}. \tag{14}$$

In ceea ce priveşte relaţiile (12) se observă că punctul D din planul t (fig. 4) este un pol, prin urmare se procedează ca şi cu punctul B:

$$\frac{\delta \cdot j}{2} = -\frac{1}{2}\oint f(t)\,dt = \pi j \operatorname{Rez}\frac{dz}{dt} = -\pi j \frac{\sqrt{d-1}}{d} C_1'$$

deci:

$$\delta = b\sqrt{d-1}\ ; \quad d = 1 + \frac{\delta^2}{b^2}. \tag{15}$$

In acest fel este determinată şi valoarea lui d, iar funcţiunea de transformare devine:

$$\frac{dz}{dt} = \frac{bd}{2\pi} \cdot \frac{\sqrt{t-1}}{t(d-t)} \tag{16}$$

care duce la o integrală obişnuită. Acum se poate trece la a doua transformare conformă şi anume planul funcţiunii potenţiale χ în planul t.

Conturul $ABCDA$ din fig. 5 se reprezintă în planul χ printr-un dreptunghiu deschis, căci punctul D este la ∞ în planul z, iar linia AB din acelaşi plan este linia marginală a conturului, pe care o transformăm conform în planul χ în segmentul de dreaptă AB de pe axa reală din fig. 7. Tabloul de transformare a planului χ în planul t este următorul: se are la bază faptul că transformarea conformă în planul t trebuie să fie aceeaşi ca şi a planului z, prin urmare toate elementele transformării sînt determinate.

	A	B	C	D
α_i	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$	0	1
t_i	$\pm\infty$	0	1	d

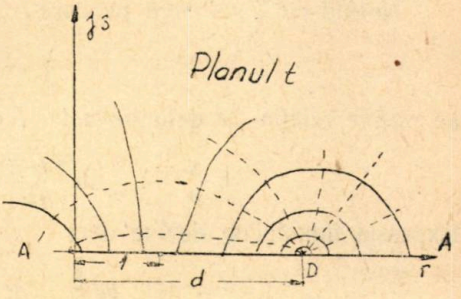


Fig. 7

Funcţiunea de transformare conformă, este:

$$\frac{d\chi}{dt} = \frac{C_2'}{(t-d)\sqrt{t}}. \tag{17}$$

Constanta C_2' se determină din condiţia că parcurgînd distanţa de la φ_m la φ_0, în punctul D, din planul χ, în planul t se ocoleşte punctul D printr-un semicerc pe deasupra. Punctul D pentru funcţiunea $\frac{d\chi}{dt}$ este un pol simplu, prin urmare se determină ca şi C_1 şi se obţine:

$$C_2' = -j = \frac{\sqrt{d}}{\pi}(\varphi_n - \varphi_0) \tag{18}$$

cu care $\frac{d\chi}{dt}$ este determinată.

Ţinînd cont că $\frac{d\chi}{dz} = \frac{d\chi}{dt} \cdot \frac{dt}{dz}$, conform relaţiilor (4), (16) şi (17) se obţine expresia inducţiei magnetice B pentru orice punct:

$$B = -j\frac{2(\varphi_n - \varphi_0)}{\sqrt{\delta^2 + b^2}}\left[\sqrt{\frac{t}{t-1}}\right]^0. \tag{19}$$

Relaţia între z şi t se obţine prin integrarea relaţiei (16) şi scriind că pentru $z=0$ se obţine $t=1$. Aceasta este:

$$z=\frac{b}{2\pi}\left(\frac{\delta}{b}\ln\frac{\sqrt{d-1}+\sqrt{t-1}}{\sqrt{d-1}-\sqrt{t-1}}-2\operatorname{arctg}\sqrt{t-1}\right). \tag{20}$$

In felul acesta se poate calcula inducţia B pentru orice punct al planului z. Se consideră acum tola de grosime Δ, avînd repartiţia cîmpului pe partea laterală (de la B la C) şi pe jumătate din grosimea ei (de la C la D fig. 3), descrisă de relaţia (19). Fluxul total din tolă se vede simplu că este

$$\Phi=2\left\{\int_{-j\infty}^{0}|Bdz|+\int_{0}^{\frac{\Delta}{2}}|Bdz|\right\}$$

unde prima integrală se efectuiază pentru BC, iar a doua pentru porţiunea CD. Scriind pe B şi dz în funcţie de t, se vede că integralele se efectuiază de-a lungul axei reale din planul t, de la 0 la valoarea lui t corespunzătoare lui $z=\frac{\Delta}{2}$, care se obţine din relaţia (20) unde se scrie $z=\frac{\Delta}{2}$.

Notînd cu ζ valoarea pe care o obţine t pentru $z=\frac{\Delta}{2}$

$$\frac{\Delta}{2}=z;\quad t=\zeta \tag{21}$$

se obţine relaţia de definiţie a lui t din (20) sub forma:

$$\pi\frac{\Delta}{b}=\frac{\delta}{b}\ln\frac{\sqrt{d-1}+\sqrt{\zeta-1}}{\sqrt{d-1}-\sqrt{\zeta-1}}-2\operatorname{arc\,tg}\sqrt{\zeta-1}. \tag{22}$$

Expresia fluxului Φ devine deci

$$\Phi=2\frac{2(\varphi_m-\varphi_0)}{\sqrt{b^2+\delta^2}}\cdot\frac{bd}{2\pi}\int_0^{\zeta}\frac{dt}{(d-t)\sqrt{t}}=\frac{2}{\pi}(\varphi_n-\varphi_0)\ln\frac{\sqrt{d}+\sqrt{\zeta}}{\sqrt{d}-\sqrt{\zeta}}.$$

Se observă că ζ nu poate obţine valoarea d căci atunci, punctul D trece la ∞.

Inlocuind în relaţia (7) se obţine δ', care ne interesează; ţinînd cont că $\varphi_m-\varphi_n=2(\varphi_m-\varphi_0)$, deci:

$$\delta'=\frac{\Delta\pi}{\ln\frac{\sqrt{d}+\sqrt{\zeta}}{\sqrt{d}-\sqrt{\zeta}}}$$

sau final pentru k_δ:

$$\left.\begin{aligned}k_\delta=\frac{\delta'}{\delta}&=\pi\frac{\frac{\Delta}{b}\cdot\frac{b}{\delta}}{\ln\frac{\sqrt{d}+\sqrt{\zeta}}{\sqrt{d}-\sqrt{\zeta}}}\\ \frac{\pi\Delta}{\delta}&=\frac{\delta}{b}\ln\frac{\frac{\delta}{b}+\sqrt{\zeta-1}}{\frac{\delta}{b}-\sqrt{\zeta-1}}-2\operatorname{arc\,tg}\sqrt{\zeta-1}\end{aligned}\right\} \tag{23}$$

Relaţiile (23) reprezintă expresia analitică a factorului de întrefier căutat în funcţie de $\frac{\delta}{b}$ şi $\frac{\Delta}{b}$ cu ajutorul căreia se pot trasa curbele din care să se deducă k_δ pentru diferitele cazuri. Relaţiile (23) cari dau valoarea factorului de întrefier în funcţiune de b, Δ şi δ au fost obţinute calculînd fluxul unei tole prin efectuarea integralei de suprafaţă pentru suprafaţa tolei, cu repartiţia cîmpului din cazul tolei infinit de groasă. Evident că este o abatere de la realitate.

Fluxul Φ al tolei se poate obţine şi altfel şi anume se calculează fluxul ce străbate suprafaţa dreptunghiulară de dimensiunile 1 şi $b+\Delta$, cuprinsă în planul I-I din fig. 2, ceea ce revine la a efectua integrala de suprafaţă a inducţiei B de la punctul A la punctul E din fig. 3 şi a o lua de 2 ori. Aceasta înseamnă că se admite aceeaşi repartiţie a cîmpului magnetic pentru tola reală ca şi în cazul lui $\Delta=\infty$, nu pe suprafaţa tolei ci în planul mediu dintre tole de potenţial φ_0. Evident că şi în acest caz se face o eroare. Pentru a o putea compara cu cea din cazul precedent, calculăm fluxul tolei efectuînd integrala în planul z (fig. 5) din punctul $z_1=\frac{\Delta}{2}+j\frac{\delta}{2}$, de-a lungul paralelei cu axa abscise-lor pînă în punctul A, pentru care $z_2=-\frac{b}{2}+j\frac{\delta}{2}$. In planul t avem pentru z_1, $t_1=\xi$ unde $\xi>d$, iar pentru z_2, $t_2=\infty$, t_1 şi t_2 găsindu-se pe axa reală (fig. 7).

Se găseşte în acest caz pentru factorul de întrefier:

$$k_\delta=\pi\frac{\frac{\Delta}{b}\cdot\frac{b}{\delta}}{\ln\frac{\sqrt{\xi}+\sqrt{d}}{\sqrt{\xi}-\sqrt{d}}} \tag{23'}$$

$$\pi\frac{\Delta}{b}=\frac{\delta}{b}\ln\frac{\sqrt{\xi-1}+\frac{\delta}{b}}{\sqrt{\xi-1}-\frac{\delta}{b}}-2\operatorname{arc\,tg}\sqrt{\xi-1};\quad d=1+\left(\frac{\delta}{b}\right)^2.$$

Acestea sînt cele două posibilităţi de a calcula factorul k_δ în ipoteza că lăţimea tolei nu influenţează repartiţia cîmpului magnetic pe suprafeţele limită.

Cazul II. **Grosimea tolei influenţează repartiţia cîmpului magnetic la muchii.** Pentru a vedea care-i eroarea introdusă de simplificările din cazul I, în expresia lui k_δ, să rezolvăm problema fără aceste simplificări. Pentru aceasta trebuiesc efectuate integralele din (12) care, ţinînd cont de (11) devin:

$$\frac{\Delta}{b}=\frac{\sqrt{de}}{\pi}\int_1^d\frac{t-1}{t}\frac{dt}{\sqrt{(t-1)(d-t)(e-t)}}$$

$$\frac{\delta}{b}=\frac{\sqrt{de}}{\pi}\int_d^e\frac{t-1}{t}\frac{dt}{\sqrt{(t-1)(t-d)(e-t)}} \tag{24}$$

şi determină pe d şi e în funcţie de $\frac{\Delta}{b}$ şi $\frac{\delta}{b}$.

Efectuînd integralele (a se vedea anexa) se obţine:

$$\frac{\delta}{b}=\frac{2}{\pi}\left\{K'\left[\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}}-E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)\right]+E'\cdot F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)\right\}$$

$$\frac{\Delta}{b}=\frac{2}{\pi}\left\{K\left[\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}}+\right.\right. \tag{25}$$

$$\left.\left.+F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)-E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)\right]-E\cdot F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)\right\}$$

unde

$$k^2=\frac{d-1}{e-1};\quad k'^2=1-k^2$$

sînt modulele integralelor eliptice, iar K, K', E, E' sînt integralele eliptice pline de speţa primă şi a doua, luate pentru modulele respective k sau k'. Expresiile $F(\varphi, k')$ şi $E(\varphi, k')$ sînt de asemenea integralele eliptice de speţa I şi II luate de la 0 la φ.

In felul acesta se poate determina cu (25) d şi e.

Pentru a determina valoarea fluxului Φ al tolei trebuie determinată încă funcţiunea de transformare din planul χ în planul t, pentru acest caz. Deoarece de astădată punctul D nu mai este la ∞ în planul z, înseamnă ca nici în planul χ nu mai este la ∞, ci la distanţă finită, astfel că configuraţia liniilor de cîmp şi echipotenţiale arată că în fig. 8. Transformarea conturului $ABCDEA$ din fig. 8 în axa reală a planului t fig. 4 se face conform tabloului următor de transformare:

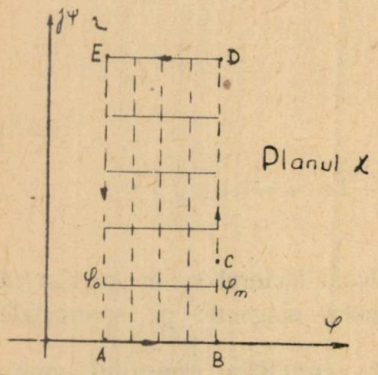


Fig. 8

	A	B	C	D	E
α_i	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$	0	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$
t_i	$\pm\infty$	0	1	d	e

şi în consecinţă, pentru funcţiunea de transformare se obţine expresia :

$$\frac{d\chi}{dt}=\frac{C_2}{\sqrt{t(t-d)(t-e)}}. \tag{26}$$

Constanta C_2 se determină ca şi C_2', din condiţia ca: parcurgînd distanţa ED, în planul χ se obţine $\varphi_m-\varphi_0$, iar în planul t se merge de la e la d; prin urmare

$$\int_E^D d\chi=\varphi_n-\varphi_0=\int_e^d\frac{C_2\,dt}{\sqrt{t(t-d)(t-e)}}$$

sau şi

$$C_2=j\frac{\sqrt{e}}{2}\cdot\frac{\varphi_n-\varphi_0}{K_1'} \tag{27}$$

unde

$$K_1' = F\left(\frac{\pi}{2}, k_1'\right)$$
$$k_1^2 = \frac{d}{e} \quad \text{şi} \quad k_1'^2 = \frac{e-d}{e}. \tag{28}$$

Cu acestea relaţia (4), de definiţie a inducţiei magnetice B, devine:

$$B = -j\pi \frac{\varphi_n - \varphi_0}{b\sqrt{d}\,K_1'} \left[\sqrt{\frac{t}{t-1}}\right]^0 \tag{29}$$

iar pentru fluxul Φ al tolei se obţine:

$$\Phi = 2\left[\left|\int_{-j\infty}^{0} B\,dz\right| + \left|\int_{0}^{\frac{\Delta}{2}} B\,dz\right|\right] = \frac{\sqrt{e}\,(\varphi_m - \varphi_0)}{K_1'} \cdot \int_0^d \frac{dt}{\sqrt{t\,(t-d)\,(t-e)}} = 2\,(\varphi_m - \varphi_0)\,\frac{K_1}{K_1'}$$

unde

$$K_1 = F\left(\frac{\pi}{2}, k_1\right).$$

Prin urmare relaţia (7) care determină pe δ', devine :

$$\delta' = \Delta \frac{K_1'}{K_1}. \tag{30}$$

In acest mod s-au obţinut toate relaţiile necesare pentru a putea determina valoarea de calcul δ' al întrefierului şi anume:

$$k_\delta = \frac{\delta'}{\Delta} \cdot \frac{\frac{\Delta}{b}}{\frac{\delta}{b}} \tag{31}$$

unde $\frac{\delta'}{\Delta}$ este dat de (30), iar $\frac{\Delta}{b}$ şi $\frac{\delta}{b}$ sînt date de (25).

Toate relaţiile pentru k_δ (23), (23') şi (31) cu (30) şi (25) sînt relaţii implicite care nu se pot rezolva decît pe cale grafică. Relaţia exactă este (31). Celelalte sînt valabile cu aproximaţiile cari au stat la baza stabilirii lor. Toate permit însă ca să se deducă o expresie explicită pentru k_δ, valabilă tot cu aproximaţie, care este tocmai expresia găsită de Carter pentru întrefierul maşinilor electrice (L. 9). Aceasta este (a se vedea anexa):

$$k_\delta = \frac{1}{1 + \frac{2}{\pi}\frac{b}{\Delta}\left(\operatorname{arctg}\frac{\delta}{b} - \frac{\delta}{b}\ln\frac{\frac{\delta}{b}}{\sqrt{1+\left(\frac{\delta}{b}\right)^2}}\right)}. \tag{32}$$

Din punct de vedere al comodităţii determinării factorului k_δ expresia cea mai convenabilă este cea din relaţia (32). Cea mai precisă este cea din relaţia (31).

Se pune acum problema: care expresie pentru k_δ dintre cele deduse pe baza presupunerii repartiției cîmpului magnetic din cazul tolei de lățime infinită, duce la valori mai apropiate de cele exacte.

Pentru aceasta calculăm pe k_δ în diferitele cazuri. Notăm:

k_δ valoarea exactă a factorului de întrefier dată de relația (31);

$k_{\delta c}$ valoarea dată de relația (32), dată de Carter;

$k_{\delta I}$ valoarea corespunzătoare relațiilor (23), deci cînd fluxul tolei se calculează prin efectuarea integralei pentru suprafața tolei;

$k_{\delta II}$ valoarea corespunzătoare relațiilor (23'), deci cînd fluxul tolei se calculează pentru suprafața medie de potențial φ_0 dintre tole.

Calculul lui k_δ îl efectuăm pe cale grafică. Alegem ca variabilă pe k și k_1 modulele integralelor eliptice din expresia lui k_δ, puse sub forma:

$$k^2 = \frac{d-1}{e-1} = \sin^2\varphi \qquad (33)$$

$$k_1^2 = \frac{d}{e} = \sin^2\psi.$$

Dăm diferite valori unghiurilor φ și ψ și calculăm pe $\frac{\delta'}{\Delta}$, $\frac{\Delta}{b}$ și $\frac{\delta}{b}$ și apoi k_δ. Pentru $\psi > 85°$ reprezentarea grafică este nesatisfăcătoare deoarece curbele $\frac{\Delta}{b}$ și $\frac{\delta}{b}$ la ψ=ctă și φ variabil, au o pantă mare și eroarea introdusă în calcule este inadmisibilă. De aceea pentru acest domeniu facem o schimbare de variabilă și în locul variabilei φ introducem variabila γ definită prin relația:

$$\sin\gamma = \frac{\cos\psi}{\cos\varphi}$$

cînd:

$$k^2 = \frac{\sin^2\psi - \cos^2\gamma}{\sin^2\gamma}, \quad k_1^2 = \sin^2\psi$$

și deci

$$d = \frac{\sin^2\psi}{\cos^2\gamma}; \quad e = \frac{1}{\cos^2\gamma}.$$

Noua variabilă γ face ca ψ să primească valori apropiate de 90°, deoarece la variație mică a lui φ, cînd obține valori apropiate de 90° la un ψ dat, corespunde o mare variație pentru γ; de aceea reprezentăm curbele $\frac{\Delta}{b}$, $\frac{\delta}{b}$ și k_δ în cîte două sisteme de axe de coordonate, utilizînd fiecare reprezentare pentru domeniul căruia îi corespunde mai bine.

In fig. 9 este reprezentată funcțiunea $\frac{\Delta}{b} = f(\varphi)$ pentru ψ=constant, $\frac{\Delta}{b}$ variază de la 0 la ∞. Pentru ca să avem pe aceiași diagramă întreaga variație a funcțiunii, reprezentăm funcțiunea de la 0 la 1 sub forma $\frac{\Delta}{b}$, citită pe partea stîngă iar de la 1 a ∞ o reprezentăm sub forma $\frac{b}{\Delta}$, care variază de la 1 la 0, reprezentată de ramura coborîtoare, citită pe partea dreaptă a diagramei. Se vede din această diagramă dificultatea ivită pentru domeniile: $\psi < 5°$, $\psi > 89°$ și pentru φ apropiat de ψ, cînd curba are pantă mare.

In fig 9′ este reprezentată funcţia $\frac{\Delta}{b} = f(\gamma)$ pentru $\psi =$ ctă. De asemenea ramurile urcătoare cu creşterea lui γ reprezintă pe $\frac{\Delta}{b}$ citit pe partea stîngă, iar ramurile coborîtoare, pe $\frac{b}{\Delta}$.

Fig. 10 şi 10′ reprezintă în acelaşi mod funcţiile $\frac{\delta}{b} = f(\varphi)$ respectiv $\frac{\delta}{b} = f(\gamma)$ pentru $\psi =$ ctă (ramurile urcătoare citindu-se pe scara din stînga a diagrauei, iar cele coborîtoare pe cea din dreapta). Se observă aceleaşi dificultăţi ca şi la funcţiunea $\frac{\Delta}{b} = f(\varphi)$.

In fig. 11 şi 11′ sînt reprezentate grafic relaţiile $k_\delta = f(\varphi)$ respectiv $k_\delta = f(\gamma)$ pentru $\psi =$ ctă. Din această curbă se vede clar modul în care se completează reciproc.

Rezultatele calculelor pentru a se putea trasa curbele din fig. 9—11′ sînt concentrate în tabela 1.

Tabela 1

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	5°/2,4347							
$\varphi°$	0	1	2	3	3,5	4	4,5	
γ	85	85,096	85,413	85,992	86,424	86,998	87,808	
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,01933	0,0892	0,2478	0,3980	0,6650	1,2923	
$\frac{\delta}{b}$	1,9934	2,0528	2,2687	2,7198	3,1372	3,8363	5,4378	
k_δ	0	0,0229	0,0957	0,2218	0,3089	0,4221	0,5786	

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	10/1,9923							
$\varphi°$	0	3	5	7	8	8,5	9	9,5
γ	80	80,456	81,323	82,831	83,983	84,716	85,628	86,87
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,0467	0,1541	0,3973	0,66301	0,8936	1,2887	2,195
$\frac{\delta}{b}$	1,551	1,6884	1,973	2,53	3,1095	3,5994	4,4212	6,268
k_δ	0	0,05516	0,1555	0,3129	0,4248	0,4946	0,5807	0,6976

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$		15/1,7321							
$\varphi°$	0	5	7,5	10	12	13	13,5	14	14,5
γ	75	75,916	76,973	78,764	80,934	82,454	83,404	84,561	86,122
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,0597	0,1521	0,3379	0,6597	0,9947	1,2826	1,7101	2,8842
$\frac{\delta}{b}$	1,291	1,4544	1,6629	2,0505	2,66	3,2898	3,8124	4,5718	6,6478
k_δ	0	0,0711	0,1584	0,2854	0,4296	0,5237	0,5827	0,6479	0,7515

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$		20/1,5460								
$\varphi°$	0	5	10	12,5	15	14	16,5	18	19	19,5
γ	70	70,614	72,521	74,261	76,616	75,567	78,533	81,634	83,634	85,467
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,0320	0,1517	0,2750	0,5015	0,3926	0,7565	1,2742	2,1713	3,4557
$\frac{\delta}{b}$	1,105	1,1927	1,4502	1,6858	2,09	1,8991	2,524	3,3725	4,8028	6,8189
k_δ	0	0,0415	0,1618	0,2552	0,3710	0,3196	0,4634	0,5841	0,6989	0,7835

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$		25/1,4001								
$\varphi°$	0	5	10	18	20	22	23	23,5	24	2,45
γ	65	65,475	66,968	72,37	74,684	77,684	79,929	81,217	82,784	84,866
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,0199	0,088	0,4281	0,6487	1,078	1,5153	1,8882	2,5158	3,9454
$\frac{\delta}{b}$	0,959	1,0138	1,1608	1,7537	2,101	2,7508	3,3929	3,9331	4,8321	6,8614
k_δ	0	0,0275	0,1062	0,3418	0,4323	0,5487	0,6253	0,6721	0,7290	0,8051

$\Psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	30/1,2792								
$\varphi°$	0	5	10	15	20	23	25	27	28
γ	60	60,383	61,569	63,707	67,163	70,19	72,855	76,403	78,76
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,0135	0,0576	0.1475	0,3269	0,5359	0,7784	1,2489	1,726
$\frac{\delta}{b}$	0,8385	0,8755	0,9691	1,1362	1,4274	1,7367	2,0852	2,7312	3,3694
k_δ	0	0,0197	0,0769	0,1660	0,2929	0,3947	0,4775	0,5849	0,6554

$\Psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	30/1,2792			35/1,1753					
$\varphi°$	28,5	29	29,5	0	5	10	15	20	25
γ	80,213	81,961	84,284	55	55,314	56,283	58	60,66	64,666
$\frac{\Delta}{b}$	2,1326	2,8174	4,3721	0	0,00965	0,0404	0,0996	0,2045	0,4037
$\frac{\delta}{b}$	3,9052	4,8005	6,8136	0,7348	0,7614	0,8279	0,9368	1,1073	1,3987
k_δ	0,6986	0,7508	0,8208	0	0,0149	0,0574	0,1249	0,2170	0,3392

$\Psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	35/1,1753								
$\varphi°$	27,5	30	32	33	33,5	34	34,5	0	5
γ	67,441	71,062	75	77,61	79,28	81,163	83,70	50	50,254
$\frac{\Delta}{b}$		0,8897	1,3990	1,9114	2,3558	3,0808	4,7430	0	0,00718
$\frac{\delta}{b}$		2,0527	2,6834	3,3111	3,8204	4,7161	6,6965	0,6434	0,6632
k_δ		0,5094	0,6127	0,6785	0,7247	0,7674	0,8324	0	0,01173

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	40/1,0833								
$\varphi°$	10	15	20	25	30	33	35	37	38
γ	51,051	52,607	54,607	57,697	62,196	65,978	69,254	73,575	76,438
$\frac{\Delta}{b}$	0,0296	0,07142	0,1410	0,2575	0,4724	0,7085	0,9934	1,5301	2,0724
$\frac{\delta}{b}$	0,7118	0,7888	0,9019	1,0725	1,3585	1,6645	1,9929	2,6120	3,2234
k_δ	0,04498	0,09808	0,1693	0,6592	0,3767	0,4611	0,5400	0,6346	0,6965

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	40/1,0833		45/1,0000					
$\varphi°$	39	39,5	0	5	10	15	20	25
γ	80,304	83,1	45	45,22	45,892	47,059	48,807	51,28
$\frac{\Delta}{b}$	3,3075	5,0675	0	0,00495	0,02234	0,05315	0,1024	0,1795
$\frac{\delta}{b}$	4,5923	6,5203	0,5612	0,5749	0,6127	0,6693	0,7496	0,8626
k_δ	0,7802	0,8419	0	0,00861	0,0365	0,0794	0,1366	0,2081

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	45/1,0000							
$\varphi°$	30	35	38	40	41,5	43	44	44,5
γ	54,736	59,681	63,81	67,378	70,757	74,204	79,417	82,475
$\frac{\Delta}{b}$	0,3049	0,5325	0,7871	1,0800	1,4562	2,2100	3,5033	5,3432
$\frac{\delta}{b}$	1,0296	1,3074	1,5988	1,9207	2,3233	3,1097	4,4324	6,2931
k_δ	0,2961	0,4073	0,4923	0,5623	0,6268	0,7107	0,7904	0,8491

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$			50/0,9231					
$\varphi°$	0	5	10	15	20	25	30	35
γ	40	40,183	40,746	41,718	43,161	45,173	47,921	51,693
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,00423	0,01725	0,0405	0,0767	0,1313	0,2139	0,3458
$\frac{\delta}{b}$	0,4857	0,4973	0,5255	0,5683	0,6273	0,7072	0,8174	0,9786
k_δ	0	0,00785	0,0303	0,0658	0,1129	0,1713	0,2415	0,3261

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	50/0,9231							55/0,8508	
$\varphi°$	40	43	45	46,5	48	49	49,5	0	5
γ	57,046	61,511	65,374	69,037	73,871	78,456	81,794	35	35,153
$\frac{\Delta}{b}$	0,5834	0,84302	1,1522	1,5424	2,3242	3,6653	5,5705	0	0,00332
$\frac{\delta}{b}$	0,2455	1,5249	1,8333	2,2188	2,9719	4,2383	6,0171	0,4156	0,4247
k_δ	0,4324	0,5133	0,5801	0,6417	0,7219	0,7983	0,8546	0	0,00665

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	55/0,8508								
$\varphi°$	10	15	20	25	30	35	40	45	48
γ	35,621	36,426	37,617	39,262	41,475	44,443	48,483	54,21	59,033
$\frac{\Delta}{b}$	0,01344	0,03123	0,0579	0,0984	0,1564	0,2412	0,3793	0,6240	0,8961
$\frac{\delta}{b}$	0,4465	0,4792	0,5228	0,5823	0,6596	0,7634	0,9187	1,1725	1,4376
k_δ	0,0256	0,0554	0,09416	0,1438	0,2017	0,2687	0,3512	0,4528	0,5303

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	55/0,8508				60/0,7817				
$\varphi°$	50	51,5	53	54	0	5	10	15	20
γ	63,183	67,125	72,38	77,378	30	30,124	30,521	31,174	32,147
$\frac{\Delta}{b}$	1,2084	1,7096	2,4126	3,7893	0	0,00243	0,0104	0,02414	0,04496
$\frac{\delta}{b}$	1,7300	2,0957	2,8094	4,0084	0,3497	0,3560	0,3737	0,3990	0,4330
k_δ^γ	0,5943	0,6535	0,7306	0,8043	0	0,00534	0,0218	0,0473	0,0812

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	60/0,7817							
$\varphi°$	25	30	35	40	45	47,5	55	56,5
γ	33,483	35,265	37,616	40,745	45	47,74	60,657	64,945
$\frac{\Delta}{b}$	0,0747	0,1167	0,1762	0,2647	0,4038	0,5080	1,2470	1,6551
$\frac{\delta}{b}$	0,4765	0,5326	0,6052	0,7050	0,8493	0,9512	1,6106	1,9533
k_δ	0,1262	0,1713	0,2276	0,2935	0,3716	0,4175	0,6052	0,6624

$\psi/\frac{'\delta}{\Delta}$	60/0,7817		65/0,7142					
$\varphi°$	58	59	0	5	10	15	20	25
γ	70,656	76,118	25	25,103	25,412	25,945	26,726	27,994
$\frac{\Delta}{b}$	2,4723	3,8731	0	0,00197	0,00807	0,01859	0,0340	0,0566
$\frac{\delta}{b}$	2,6218	3,7438	0,2871	0,2924	0,3056	0,3249	0,3503	0,3832
k_δ	0,7371	0,8087	0	0,00481	0,0189	0,04086	0,0693	0,1054

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	65/0,7142								
$\varphi°$	30	40	45	50	55	58	60	63	64
γ	29,209	33,483	36,703	41,108	47,461	52,884	57,696	68,575	74,596
$\frac{\Delta}{b}$	0,0873	0,1900	0,2773	0,4173	0,6665	0,9444	1,2636	2,4961	3,9071
$\frac{\delta}{b}$	0,4242	0,5439	0,6347	0,7688	0,9888	1,2189	1,4724	2,4053	3,4397
k_δ	0,1470	0,2494	0,3121	0,3877	0,4814	0,5534	0,6129	0,7412	0,8112

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	70/0,6468							
$\varphi°$	0	5	10	15	20	25	30	40
γ	20	20,08	20,322	20,728	21,344	22,172	23,262	26,518
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,00152	0,00587	0,01389	0,02567	0,04193	0,06406	0,1356
$\frac{\delta}{b}$	0,2268	0,2309	0,2403	0,2552	0,2745	0,2982	0,3273	0,4109
k_δ	0	0,00426	0,0158	0,03519	0,0605	0,0909	0,1266	0,2135

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	70/0,6468							75/0,5773	
$\varphi°$	45	50	55	60	63	68	69	0	5
γ	28,928	32,147	36,606	43,160	48,883	65,926	72,625	15,000	15,058
$\frac{\Delta}{b}$	0,1944	0,2800	0,4165	0,6612	0,9356	2,4750	3,8756	0	0,00108
$\frac{\delta}{b}$	0,4723	0,5543	0,6752	0,8739	1,0825	2,1481	3,0883	0,1686	0,1714
k_δ	0,2662	0,3268	0,3990	0,4894	0,5591	0,7452	0,8117	0	0,00364

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$		75/0,5773							
$\varphi°$	10	15	20	25	30	35	40	45	50
γ	15,238	15,532	15,833	16,595	17,389	18,418	19,746	21,471	23,744
$\frac{\Delta}{b}$	0,00436	0,00940	0,0182	0,0298	0,044	0,06525	0,0943	0,1327	0,1863
$\frac{\delta}{b}$	0,1784	0,1889	0,2022	0,2194	0,2400	0,2657	0,2971	0,3371	0,3878
k_δ	0,01411	0,0287	0,0520	0,0785	0,1091	0,1439	0,1832	0,2273	0,2774

$\psi/\frac{\delta}{\Delta}$		75/0,5773						
$\varphi°$	55	60	65	68	70	71,5	73	74
γ	26,822	31,174	37,765	43,704	48,178	54,654	82,281	69,883
$\frac{\Delta}{b}$	0,2669	0,3955	0,6293	0,8913	1,1985	1,5935	2,3880	3,7524
$\frac{\delta}{b}$	0,4595	0,5745	0,7385	0,9198	1,1223	1,3735	1,8619	2,6767
k_δ	0,3354	0,4045	0,4918	0,5593	0,6165	0,6698	0,7404	0,8093

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$		80/0,5019							
$\varphi°$	0	5	10	15	20	25	30	35	40
γ	10	10,038	10,154	10,357	10,649	11,038	11,566	12,239	13,1018
$\frac{\Delta}{b}$	0	0,0007	0,00287	0,00655	0,0123	0,0191	0,02909	0,04214	0,0595
$\frac{\delta}{b}$	0,1117	0,1135	0,1182	0,1249	0,1333	0,1442	0,1573	0,1734	0,1930
k_δ	0	0,000309	0,01218	0,0263	0,0464	0,0665	0,0928	0,1220	0,1548

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	80/0,5019								
$\varphi°$	45	50	55	60	65	70	73	75	76,5
γ	14,216	15,673	17,623	20,322	24,261	30,512	36,437	42,142	48,0614
$\frac{\Delta}{b}$	0,0831	0,1155	0,1615	0,2308	0,3438	0,5531	0,7945	1,0757	1,4433
$\frac{\delta}{b}$	0,2174	0,2486	0,2892	0,3456	0,4298	0,5714	0,7222	0,8892	1,0962
k_δ	0,1917	0,2332	0,2864	0,3352	0,4014	0,4858	0,5521	0,6072	0,6608

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	80/0,5019		85/0,4107					
$\varphi°$	78	79	0	5	10	15	20	25
γ	56,636	65,634	5	5,0194	5,0777	5,177	5,322	5,5185
$\frac{\Delta}{b}$	2,1909	3,4742	0	0,00038	0,00146	0,00338	0,00604	0,00144
$\frac{\delta}{b}$	1,5020	2,1749	0,0557	0,0565	0,0589	0,0623	0,06625	0,07182
k_δ	0,7321	0,8018	0	0,00276	0,01018	0,02228	0,0374	0,05553

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	85/0,4107							
$\varphi°$	30	35	40	45	50	55	60	65
γ	5,776	6,108	6,633	7,085	7,794	8,74	10,034	11,904
$\frac{\Delta}{b}$	0,0144	0,02053	0,0252	0,0401	0,0553	0,0766	0,1081	0,1563
$\frac{\delta}{b}$	0,07815	0,08556	0,0953	0,1067	0,1213	0,14005	0,1662	0,2023
k_δ	0,07573	0,0985	0,1260	0,1542	0,1874	0,2245	0,2671	0,3174

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	85/0,4107						87/0, 36229	
$\varphi°$	70	75	78	81.5	83	84	5	10
i	15,764	19,68	24,784	36,133	45,659	56,495	3,0118	3,0466
$\frac{\Delta}{b}$	0,2377	0,4040	0,5839	1,1224	1,7586	2,8665	0,00024	0,00092
$\frac{\delta}{b}$	0,2574	0,3584	0,4567	0,7262	1,0203	1,5068	0,03397	0,0354
k_δ	0,3793	0,4629	0,5250	0,6348	0,7079	0,7813	0,00258	0,00939

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	87/0,36229							
$\varphi°$	15	20	25	30	35	40	45	50
γ	3,0466	3,193	3,311	3,466	3,664	3,917	4,244	4,671
$\frac{\Delta}{b}$	0,00211	0,00381	0,00609	0,00901	0,01273	0,01737	0,02417	0,03321
$\frac{\delta}{b}$	0,03744	0,0401	0,0432	0,04705	0,05157	0,05698	0,0639	0,07255
k_δ	0,0204	0,0345	0,0510	0,06941	0,0948	0,1105	0,1370	0,1658

$\psi/\frac{\delta/}{\Delta}$	87/0,36229							
$\varphi°$	55	60	65	70	75	80	83	85
γ	5,236	6,083	7,115	8,803	11,666	17,543	52,434	36,91
$\frac{\Delta}{b}$	0,04562	0,06367	0,0914	0,1375	0,2242	0,4315	0,7700	1,4154
$\frac{\delta}{b}$	0,0836	0,09835	0,11903	0,1502	0,2030	0,3137	0,4736	0,7495
k_δ	0,1977	0,2345	0,2782	0,3315	0,4002	0,4984	0,5890	0,6841

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	87/0,36220		89/0,28904					
$\varphi°$	86	86,5	5	10	15	20	25	30
γ	48,621	59,0167	1,0037	1,0153	1,0352	1,0541	1,1032	1,155
$\frac{\Delta}{b}$	2,3818	3,7717	0,00013	0,00027	0,00075	0,00139	0,00229	0,00344
$\frac{\delta}{b}$	1,1338	1,6631	0,0114	0,01173	0,01252	0,01346	0,01460	0,0159
k_δ	0,7611	0,8216	0,00338	0,00664	0,01734	0,02992	0,04536	0,0624

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89/0,28904							
$\varphi°$	35	40	45	50	55	60	65	70
γ	1,221	1,305	1,4145	1,555	1,744	2	2,367	2,925
$\frac{\Delta}{b}$	0,00491	0,00675	0,0091	0,01208	0.01593	0,02107	0,03076	0,04529
$\frac{\delta}{b}$	0,01754	0,01940	0,0217	0,0256	0,0280	0,0326	0,0395	0,0496
k_δ	0,08089	0,1005	0,1214	0,1365	0,1646	0,1866	0,2251	0,2641

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89/0,28904							
$\varphi°$	75	80	83	85	86	87	88	88,5
γ	3,865	5,768	8,233	11,55	14,487	19,521	30	41,824
$\frac{\Delta}{b}$	0,07308	0,1363	0,2290	0,3687	0,5044	0,7596	1,4095	2,3995
$\frac{\delta}{b}$	0,0665	0,1003	0,1442	0,2040	0,2581	0,3536	0,5774	0,8946
k_δ	0,3178	0,3930	0,4592	0,5224	0,5648	0,6210	0,7056	0,7753

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°30′/0,2563						
$\varphi°$	60	70,527	75,512	80,403	82,812	85,211	85,893
γ	1	1,5	2	3	4	6	7
$\frac{\Delta}{b}$	0,01052	0,0236	0,03843	0,07196	0,10921	0,19233	0,23626
$\frac{\delta}{b}$	0,01632	0,02545	0,03437	0,05204	0,06966	0,10492	0,12263
k_δ	0,1651	0,2376	0,2865	0,3545	0,4012	0,469	0,4938

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°30′/0,2563						89°50′/0,2174
$\varphi°$	86,802	87,595	88,0675	88,721	89	89,3655	75,52
γ	9	12	15	23	30	52	40′
$\frac{\Delta}{b}$	0,33051	0,48301	0,64787	1,14652	1,66422	4,22357	0,01282
$\frac{\delta}{b}$	0,15826	0,21247	0,2679	0,42444	0,57737	1,28011	0,01147
k_δ	0,535	0,5828	0,6192	0,6918	0,7385	0,845	0,2433

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°50′/0,2174						
$\varphi°$	80,405	83,691	85,218	86,177	86,814	87,609	88,0875
γ	1	1,5	2	2,5	3	4	5
$\frac{\Delta}{b}$	0,02398	0,04286	0,06366	0,08584	0,10920	0,1587	0,211
$\frac{\delta}{b}$	0,01734	0,02605	0,03486	0,04361	0,0524	0,06995	0,08745
k_δ	0,3060	0,3582	0,3968	0,4280	0,4528	0 4925	0,5240

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°50′/0,2174			89°55′/0,1983			
$\varphi°$	88,528	88,99	89,511	80,406	83,62	85,22	86,815
γ	6,5	9,5	19,5	30′	45′	1°	1°,5
$\frac{\Delta}{b}$	0,2941	0,4731	1,1660	0,01197	0,02144	0,03185	0,0546
$\frac{\delta}{b}$	0,1140	0,1674	0,3544	0,00866	0,01306	0,01743	0,02618
k_δ	0,5601	0,6146	0,7146	0,2743	0 3253	0,3622	0,4135

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°55′/0,1983						
$\varphi°$	87,61	88,09	88,408	88,635	88,806	88,94	89,044
γ	2	2,5	3	3,5	4	4,5	5
$\frac{\Delta}{b}$	0,0792	0,1053	0,1324	0,1607	0,1897	0,2193	0,2498
$\frac{\delta}{b}$	0,03492	0,04364	0,05242	0,06115	0,070	0,0787	0,0875
k_δ	0,4511	0,4781	0,501	0,520	0,537	0,5525	0,566

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°55′/0,1983		89°59′53″/0,109195				
$\varphi°$	89,316	89,495	89°59′ 2″,68	. . . 31″,33	. . . 40″,88	. . . 45″,67	. . . 50″,34
γ	7	9,5	1	2	3	4	6
$\frac{\Delta}{b}$	0,377	0,546	0,0953	0,2062	0,3227	0,444	0,6942
$\frac{\delta}{b}$	0,1227	0,1674	0,01746	0,03492	0,05241	0,06993	0,1051
k_δ	0,6092	0,6462	0,6294	0,6803	0,7101	0,7313	0,7611

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°59′59″/0,109195						
$\varphi°$	89°59 52″,815	. . . 54″,24	. . . 56″,35	. . . 57″,086	. . . 58″	. . . 58″,444	. . . 58″,694
γ	8	10	15	20	30	40	50
$\frac{\Delta}{b}$	0,9535	$\frac{1}{0,8185}$	$\frac{1}{0,5192}$	$\frac{1}{0,373}$	$\frac{1}{0,2264}$	$\frac{1}{0,1517}$	$\frac{1}{0,1044}$
$\frac{\delta}{b}$	0,14054	0,1763	0,2679	0,364	0,5774	0,8391	$\frac{1}{0,8391}$
k_δ	0,7823	0,7988	0,8291	0,8493	0,8825	0,9064	0,9268

$\psi/\frac{\delta'}{\Delta}$	89°59′59″/0,109195						
$\varphi°$	89°59′ 58″846	. . . 58″,935	. . . 58″,985	. . . 58″,996			
γ	60	70	80	85			
$\frac{\Delta}{b}$	$\frac{1}{0,0705}$	$\frac{1}{0,0436}$	$\frac{1}{0,02074}$	$\frac{1}{0,0102}$			
$\frac{\delta}{b}$	$\frac{1}{0,5774}$	$\frac{1}{0,364}$	$\frac{1}{0,1766}$	$\frac{1}{0,08745}$			
k_δ	0,9451	0,9628	0,9808	0,9902			

Cu ajutorul diagramelor trasate se poate obţine variaţia factorului k_δ în funcţie de $\frac{\Delta}{b}$ şi $\frac{\delta}{b}$. Deoarece întrefierul δ este mărimea care poate obţine valori diferite, convenim să reprezentăm grafic pe k_δ în funcţie de $\frac{\delta}{b}$, pentru $\frac{\Delta}{b}$ ales ca parametru. Prin urmare procedăm în modul următor: alegem anumit valori pentru $\frac{\Delta}{b}$, şi anume astfel, încît să cuprindem întreaga gamă care poate să intereseze din punct de vedere practic: 0,025; 0,05; 0.1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5; 0,6; 0,7; 0,8; 0,9; 1; 1,1; 1,2; 1,3; 1,4; 1,5; 1,7; 2; 2,5; 3; 3,5; 4; 5; 6; 8; 10; 15; 20; 40.

Din curbeţe trasate în fig. 9 şi fig. 9′ se deduce φ respectiv γ pentru anumite valori ale lui ψ, pentru cari sînt reprezentate curbele respective. Cu aceste valori pentru ψ, φ şi γ, din curbele din fig. 10 şi 10′ se obţine $\frac{\delta}{b}$ iar din curbele din fig. 11 şi 11′ se obţine k_δ.

Rezultatele acestui calcul grafic sînt date în tabela 2.

Tabela 2-1

Nr. crt	$\frac{\Delta}{b}=0{,}025$		$\frac{\Delta}{b}=0{,}05$		$\frac{\Delta}{b}=0{,}1$		$\frac{\Delta}{b}=0{,}2$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	1/0	0,0244	1/0	0,0476	1/0	0,0909	1/0	0,1666
2	1/0,482	0,030	1/0,464	0,06	1/0,435	0,107	1/0,386	0,189
3	1/0,6165	0,031	1/0,59	0,058	1/0,544	0,107	1/0,48	0,191
4	1/0,648	0,0325	1/0,7	0,0615	1/0,645	0,112	1/0,565	0,195
5	1/0,849	0,035	1/0,805	0,0655	1/0,742	0,118	1/0,646	0,2
6	1/0,97	0,037	1/0,92	0,068	1/0,842	0,12	1/0,726	0,205
7	0,907	0,04	0,952	0,071	1/0,952	0,124	1/0,816	0,208
8	0,797	0,0385	0,85	0,073	0,941	0,126	1/0,91	0,212
9	0,704	0,039	0,75	0,0725	0,834	0,127	0,991	0,217
10	0,621	0,042	0,665	0,0765	0,746	0,134	0,889	0,223
11	0,542	0,044	1,585	0,08	0,662	0,138	0,802	0,233
12	0,466	0,046	0,511	0,085	0,585	0,145	0,715	0,237
13	0,401	0,049	0,442	0,0855	0,511	0,157	0,632	0,243
14	0,338	0,054	0,375	0,095	0,443	0,165	0,556	0,259
15	0,275	0,061	0,3091	0,1051	0,373	0,176	0,477	0,271
16	0,214	0,077	0,247	0,117	0,304	0,19	0,402	0,29
17	0,152	0,083	0,183	0,137	0,235	0,213	0,37	0,312
18	0,0915	0,114	0,117	0,1765	0,161	0,256	0,233	0.355
19	0,064	0.1215	0,0525	0,27	0,125	0,29	0,19	0,384
20	0,033	0,19	0,05	0,2821	0,0815	0,355	0,132	0,443
21	0,02	0,2855	0,02	0,4442	0,05	0,4401	0,1	0,4874
22	0,01	0,4119	0,01	0,5834	0,02	0,6152	0,05	0,6112
23	0,005	0,555			0,01	0,7369	0,02	0,6718
24							0,01	0,8485
25								
26								
27								

Tabela 2-2

Nr. crt.	$\frac{\Delta}{b}=0{,}3$		$\frac{\Delta}{b}=0{,}4$		$\frac{\Delta}{b}=0{,}5$		$\frac{\Delta}{\delta}=0{,}6$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	1/0	0,2307	1/0	0,2855	1/0	0,333	1/0	0,3752
2	1/0,348	0,256	1/0,319	0,309	1/0,2935	0,356	1/0,273	0,396
3	1/0,433	0,257	1/0,393	0,314	1/0,3625	0,3625	1/0,336	0,402
4	1/0,507	0,2625	1/0,461	0,318	1/0,423	0,365	1/0,391	0,405
5	1/0,575	0,27	1/0,522	0,325	1/0,483	0,372	1/0,441	0,415
6	1/0,641	0,28	1/0,581	0,335	1/0,535	0,378	1/0,945	0,417
7	1/0,717	0,282	1/0,65	0,335	1/0,591	0,382	1/0,545	0,421
8	1/0,8	0,284	1/0,72	0,336	1/0,65	0,388	1/0,602	0,425
9	1/0,881	0,288	1/0,791	0,342	1/0,711	0,391	1/0,654	0,427
10	1/0,98	0,294	1/0,874	0,347	1/0,79	0,395	1/0,726	0,43
11	0,93	0,302	1/0,958	0,375	1/0,866	0,402	1/0,792	0,44
12	0,83	0,307	0,941	0,363	1/0,957	0,408	1/0,871	0,447
13	0,745	0,315	0,842	0,363	0,943	0,41	1/0,966	0,45
14	0,661	0,327	0,755	0,38	0,842	0,428	0,93	0,46
15	0,573	0,339	0,662	0,39	0,747	0,432	0,828	0,472
16	0,488	0,357	0,572	0,407	0,648	0,447	0,724	0,48
17	0,399	0,38	0,472	0,431	0,539	0,47	0,61	0,502
18	0,3	0,514	0,356	0,46	0,414	0,5	0,472	0,532
19	0,242	0,444	0,296	0,486	0,351	0,525	0,397	0,55
20	0,177	0,5	0,215	0,535	0,255	0,565	0,305	0,595
21	0,176	0,497	0,216	0,5325	0,256	0,562	0,293	0,587
22	0,1	0,5879	0,2	0,5456	0.2	0,6002	0,3	0,5861
23	0,05	0,7022	0,1	0,6554	0,1	0,7039	0,2	0,6430
24	0,02	0,8275	0,05	0,7587	0,05	0,7972	0,1	0,7404
25	0,01	0,8937	0,02	0,8648	0,02	0,8888	0,05	0,8251
26			0,01	0,9181	0,01	0,9334	0,02	0,9056
27							0,01	0,9438

Tabela 2-3

Nr. crt	$\frac{\Delta}{\delta}=0{,}7$		$\frac{\Delta}{b}=0{,}8$		$\frac{\delta}{b}=0{,}9$		$\frac{\Delta}{b}=1$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	1/0	0,4115	1/0	0,444	1/0	0,4734	1/0	0,5
2	1/0,273	0,396	1/0,241	0,462	1/0,227	0,492	1/0,213	0,523
3	1/0,3135	0,438	1/0,293	0,469	1/0,277	0,496	1/0,261	0,522
4	1/0,364	0,438	1/0,336	0,473	1/0,32	0,5	1/0,344	0,527
5	1/0,415	0,445	1/0,391	0,47	1/0,366	0,5	1/0,415	0,539
6	1/0,458	0,455	1/0,428	0,485	1/0,405	0,505	1/0,497	0,539
7	1/0,505	0,456	1/0,467	0,487	1/0,422	0,51	1/0,583	0,550
8	1/0,557	0,455	1/0,516	0,488	1/0,481	0,515	1/0,714	0,562
9	1/0,606	0,457	1/0,565	0,49	1/0,531	0,513	1/0,883	0,572
10	1/0,67	0,466	1/0,625	0,495	1/0,585	0,522	1/0,999	0,582
11	1/0,73	0,474	1/0,683	0,5	1/0,64	0,524	1/0,844	0,594
12	1/0,807	0,478	1/0,748	0,507	1/0,695	0,53	1/0,674	0,616
13	1/0,885	0,484	1/0,825	0,511	1/0,772	0,535	1/0,609	0,630
14	1/0,99	0,495	1/0,905	0,522	1/0,848	0,543	0,435	0,6555
15	0/907	0,502	0,98	0,527	1/0,951	0,55	0,4	0,6691
16	0,79	0,511	0,86	0,538	0,925	0,56	0,3	0,7024
17	0,66	0,528	0,722	0,555	0,775	0,575	0,2	0,7501
18	0,522	0,561	0,568	0,58	0,619	0,602	0,1	0,8262
19	0,438	0,575	0,477	0,595	0,52	0,615	0,05	0,8871
20	0,332	0,608	0,353	0,62	0,403	0,634	0,02	0,9411
21	0,3	0,6229	0,368	0,627	0,4	0,6454	0,01	0,9655
22	0,2	0,6776	0,3	0,6538	0,3	0,6799		
23	0,1	0,7689	0,2	0,7060	0,2	0,7299		
24	0,05	0,8462	0,1	0,7918	0,1	0,8106		
25	0,02	0,9180	0,05	0,8628	0,05	0,8762		
26	0,1	0,9515	0,02	0,9275	0,02	0,935		
27			0,01	0,9573	0,01	0,9618		

Tabela 2-4

Nr. crt.	$\frac{\Delta}{b}=1,5$		$\frac{\Delta}{b}=1,2$		$\frac{\Delta}{b}=1,3$		$\frac{\Delta}{b}=1,4$	
1	∞	0,524	∞	0,5455	∞	0,5655	∞	0,5835
2	1/0,199	0,542	1/0,194	0,556	1/0,176	0,592	1/0,167	0,6
3	1/0,247	0,543	1/0,236	0,562	1/0,218	0,584	1/0,209	0,6
4	1/0,29	0,548	1/0,308	0,570	1/0,295	0,586	1/0,282	0,602
5	1/0,325	0,551	1/0,376	0,578	1/0,357	0,595	1/0,3425	0,61
6	1/0,3935	0,561	1/0,442	0,584	1/0,421	0,6025	1/0,402	0,6165
7	1/0,466	0,563	1/0,535	0,587	1/0,507	0,604	1/0,481	0,620
8	1/0,562	0,570	1/0,636	0,599	1/0,606	0,6125	1/0,577	0,627
9	1/0,672	0,580	1/0,785	0,608	1/0,7415	0,625	1/0,703	0,64
10	1/0,831	0,591	1/0,889	0,665	1/0,843	0,632	1/0,799	0,6467
11	1/0,943	0,600	0,975	0,6265	1/0,985	0,641	1/0,935	0,654
12	0,8915	0,612	0,766	0,6455	0,813	0,6585	0,863	0,6712
13	0,718	0,630	0,662	0,6506	0,705	0,670	0,745	0,6815
14	0,626	0,644	0,509	0,682	0,542	0,6925	0,576	0,704
15	0,474	0,669	0,5	0,6852	0 5	0,7022	0,5	0,7175
16	0,4	0,6899	0,4	0,7082	0,4	0,7244	0,4	0,7390
17	0,3	0,7219	0,3	0,73905	0,3	0,7542	0,3	0,7677
18	0,2	0,7676	0,2	0,7827	0,2	0,7960	0,2	0,8078
19	0,1	0,8395	0,1	0,8509	0,11	0,8607	0,1	0,8694
20	0,05	0,9863	0,05	0,9041	0,05	0,9109	0,05	0,9167
21	0,02	0,9462	0,02	0,9505	0,02	0,9541	0,02	0,9572
22	0,01	0,9686	0,01	0,9711	0,01	0,9733	0,01	0,9751
23								
24								
25								
26								
27								

Tabela 2-5

Nr. crt.	$\frac{\Delta}{b}=1{,}5$		$\frac{\Delta}{b}=1{,}7$		$\frac{\Delta}{b}=2$		$\frac{\Delta}{b}=2{,}5$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	∞	0	∞	0,6295	1/0,1318	0,69	1/0,1435	0,723
2	1/0	0,6	1/0,148	0,655	1/0,167	0,68	1/0,187	0,723
3	1/0,1607	0.63	1/0,185	0,645	1/0,2225	0,678	1/0,226	0,731
4	1/0,203	0,6175	1/0,246	0,648	1/0,266	0,68	1/0,269	0,732
5	1/0,27	0,617	1/0,3	0,652	1/0.317	0,688	1/0,3175	0,736
6	1/0,326	0,626	1/0,357	0,6562	1/0,373	0,693	1/0,379	0,740
7	1/0,386	0,631	1/0,419	0,661	1/0,48	0,699	1/0,46	0,744
8	1/0,458	0,636	1/0,502	0,667	1/0,542	0,707	1/0,602	0,752
9	1/0.551	0,641	1/0,607	0,6785	1/0,715	0,718	1/0,848	0,768
10	1/0,667	0,654	1/0,806	0,6895	0,985	0,736	0,926	0,78
11	1/0,886	0,667	1,000	0,702	0,774	0,7525	0,9	0,7820
12	0,91	0,683	0,868	0,7125	0,7	0,7586	0,8	0,7889
13	0,787	0,689	0,675	0,729	0,6	0,7699	0,6	0,8070
14	0,609	0.713	0,6	0,7398	0,5	0,7839	0,4	0,8349
15	0,5	0,7312	0,5	0,7551	0,4	0,8018	0,3	0,8551
16	0,4	0,7521	0,4	0,7747	0,3	0,8252	0,2	0,8824
17	0,3	0,7797	0,3	0,8005	0,2	0,8572	0,1	0,9224
18	0,2	0,8183	0,2	0,8362	0,1	0,9048	0,05	0,9516
19	0,1	0,8770	0,1	0,8899	0,05	0,9304	0,02	0,9756
20	0,05	0,9218	0,05	0,9304	0,02	0,9697		
21	0,02	0,9600	0,2	0,9645				
22	0,01	0,8768						
23								
24								
25								
26								
27								

Tabela 2-6

Nr. crt	$\frac{\Delta}{b}=3$		$\frac{\Delta}{b}=3{,}5$		$\frac{\Delta}{b}=4$		$\frac{\Delta}{b}=5$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	∞	0,75	∞	0,778		0,8		0,833
2	1/0,129	0,7525	1/0,0897	0,792	1/0,1008	0,805	1/0,0602	0,8325
3	1/0,1622	0,758	1/0,1138	0,783	1/0,15	0,806	1/0,1058	0,84
4	1/0,2135	0,762	1/0,1468	0,782	1/0,1608	0,806	1/0,1332	0,839
5	1/0,236	0,763	1/0 178	0,787	1/0,189	0,807	1/0,157	0,84
6	1/0,28	0,764	1/0,209	0,788	1/0,221	0,810	1/0,1826	0,841
7	1/0,33	0,770	1/0,246	0,789	1/0,261	0,814	1/0,215	0,843
8	1/0,399	0,772	1/0,29	0,748	1/0,316	0,815	1/0,2625	0,843
9	1/0,521	0,781	1/0,352	0,797	1/0,4085	0,821	1/0,338	0,846
10	1/0,731	0,7915	1/0,456	0,803	1/0,511	0,828	1/0,472	0,8535
11	1/0,927	0,8025	1/0,636	0,8125	1/0,723	0,835	1/0,6	0,857
12	1/0,9	0,8014	1/0,826	0,8175	1/0,8	0,8391	1/0,6	0,8592
13	1	0,8063	1/0,9	0,8248	1/0,9	0,8433	1/0,8	0,8670
14	0,8	0,8176	1	0,8293	1	0,8473	1	0,8740
15	0,6	0,8338	0,9	0,8340	0,8	0,8567	0,8	0,8820
16	0,4	0,8585	0,8	0,8395	0,6	0,8700	0,6	0,8932
17	0,3	0,8762	0,7	0,8461	0,4	0,8900	0,4	0,9100
18	0,2	0,9001	0,5	0,8639	0,3	0,9042	0,2	0,9375
19	0,1	0,9345	0,3	0,8920	0,11	0,9231	0,1	0,9596
20	0,05	0,9593	0,05	0,9649	0,0	0,9500	0,05	0,9752
21	0,02				0,05	0,9692		
22					0,02	0,9846		
23								
24								
25								
26								
27								

Tabela 2-7

Nr. crt.	$\frac{\Delta}{b}=6$		$\frac{\Delta}{b}=8$		$\frac{\Delta}{b}=10$		$\frac{\Delta}{b}=15$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	∞	0,8571	∞	0,8889	∞	0,909	∞	0,9375
2	1/0,073	0,855	1/0,058	0,885	1/0,316	0,9165	1/0,035	0,929
3	1/0,092	0,86	1/0,0721	0,894	1/0,33	0,9169	1/0,1044	0,938
4	1/0,114	0,863	1/0,087	0,894	1/0,4	0,9195	1/0,216	0,9415
5	1/0,1328	0,862	1/0,1028	0,894	1/0,6	0,9243	1/0,3	0,94305
6	1/0,157	0,8635	1/0,1212	0,8935	1/0,8	0,9287	1/0,5	0,9466
7	1/0,1855	0,865	1/0,1434	0,893	1	0,9328	1/0,7	0,9498
8	1/0,224	0,866	1/0,173	0,896	0,8	0,9373	1/0,9	0,9528
9	1/0,291	0,866	1/0,224	0,8945	0,5	0,9477	1	0,9542
10	1/0,403	0,8725	1/0,311	0,899	0,3	0,9593	0,9	0,9556
11	1/0,503	0,8755	1/0,393	0,899	0,1	0,9794	0,7	0,9593
12	1/0,5	0,8764	1/0,4	0,9013			0,5	0,9645
13	1/0,7	0,8833	1/0,6	0,9071			0,3	0,9725
14	1/0,9	0,8898	1/0,8	0,9118			0,1	0,9862
15	1	0,8997	1	0,9174				
16	0,8	0,8997	0,8	0,9228				
17	0,6	0,9093	0,6	0,9305				
18	0,4	0,9239	0,4	0,9418				
19	0,3		0,4					
20	0,2	0,9474	0,2	0,9600				
21	0,1	0,9661	0,1	0,9744				
22								
23								
24								
25								
26								
27								

Tabela 2-8

Nr. crt.	$\frac{\Delta}{b}=20$		$\frac{\Delta}{b}=40$	
	$\frac{\delta}{b}$	k_δ	$\frac{\delta}{b}$	k_δ
1	∞	0,952	∞	0,976
2	1/0,1645	0,9545	1/0,08	0,9762
3	1/0,4	0,9580	1/0,2	0,9771
4	1/0,7	0,9623	1/0,4	0,9786
5	1/0,9	0,9641	1/0,6	0,9799
6	1	0,9652	1/0,8	0,9812
7	0,8	0,9676	1	0,9823
8	0,5	0,9732	0,7	0,9843
9	0,3	0,9793	0,4	0,9878
10	0,1	0,9896	0,2	0,9917
11				
12				
13				
14				
15				
16				
17				
18				
19				
20				
21				
22				
23				
24				
25				
26				
27				

Cu ajutorul tabelei 2 se pot trasa acum curbelele $k_\delta = f\left(\frac{\delta}{b}\right)$ pentru $\frac{\Delta}{b}$ = ctă, ceea ce s-a făcut în fig. 12. Se vede că familia de curbe trasate umplu complet planul figurii permiţînd ca prin interpolare, sau mai precis printr-o sumară reprezentare grafică să se obţină valoarea căutată pentru k_δ la un $\frac{\Delta}{b}$ pentru care nu s-a trasat curba corespunzătoare.

Se observă că valorile obţinute prin calculul grafic efectuat se găsesc toate sub curba dusă cu linie întreruptă care trece prin punctul de coordonate $k_\delta = 1$; $\frac{b}{\delta}=0$ şi punctul $k_\delta=0$ $\frac{\delta}{b}=0$; aceasta este o curbă de ψ = ctă Pentru domeniul de de asupra acestei curbe factorul de întrefier k_δ se calculează cu formula (32) a lui Carter în special pentru $\varphi \geqq 89°59'59''$, prin urmare pentru domeniul corespunzător valorilor mari ale factorului de întrefier.

Pentru domeniul corespunzător valorilor mici pentru ψ şi în special pentru $\psi=0$ se obţine de asemenea o formulă explicită pentru k_δ. Ţinînd cont că $\psi=0$ înseamnă $\frac{\delta'}{\Delta}=\infty$, deci $e=\infty$ (relaţiile 28 şi 33), deci $\frac{\delta}{b}=\infty$ şi $\frac{\Delta}{b}=\sqrt{d}-1$ (relaţiile 25), unde $d \geqq 1$, înseamnă că la întrefier finit $\delta \neq \infty$, Δ şi b tind simultan spre 0, dar se păstrează un raport finit între ele. In acest caz se poate considera un cîmp magnetic omogen în întrefier, care se stabileşte imediat ce a ieşit din tole, cînd inducţia obţine valoarea B_δ. Ţinînd cont că fluxul magnetic pe lăţimea de $\Delta+b$ şi inducţia B_δ este egal cu fluxul magnetic prin tola de lăţime Δ şi inducţia B_{Fe}, adică avem :

$$B_\delta(\Delta+b)=B_{Fe}\cdot\Delta$$

şi cum

$$\delta' \cdot B_{Fe} = \delta \cdot B_\delta$$

se obţine expresia factorului de întrefier $k_\delta = \frac{B_\delta}{B_{Fe}}$ sub forma:

$$k_\delta = \frac{\Delta}{\Delta + b} = \frac{1}{1 + \frac{b}{\Delta}}. \tag{34}$$

Această relaţie este valabilă pentru $\frac{\delta}{b} \to \infty$. In felul acesta s-a obţinut întreaga aliură a curbelor, inclusiv cu punctele limită.

Fig. 12 dă prin urmare valorile exacte — cu precizia cu care au fost calculate valorile numerice — corespunzătoare relaţiilor exacte pentru k_δ. Eroarea care are loc este datorită calculele numerice şi nu formulelor utilizate.

Comparaţia diferitelor formule. Pentru a avea o privire generală asupra acestei probleme, este util să se facă o comparaţie între valorile date de diferitele expresii obţinute pentru k_δ. Nu are sens să se caute valoarea erorii în funcţie de $\frac{\Delta}{b}$ şi $\frac{\delta}{b}$ ci este suficient să se facă acest lucru pentru o astfel de valoare a lui $\frac{\delta}{b}$, care conduce la abateri mai mari. Alegem $\frac{\delta}{b} = 1$ şi pe $\frac{\Delta}{b}$ ca variabilă. Pentru aceste valori, valoarea exactă k_δ se deduce din fig. 12.

In ceea ce priveşte $k_{\delta C}$, dat de relaţia (32), pentru $\frac{\delta}{b} = 1$, se obţine:

$$k_{\delta c} = \frac{1}{1 + \frac{b}{\Delta}\left(\frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \ln 2\right)} \cong \frac{1}{1 + 0{,}72064 \frac{b}{\Delta}}$$

Prin urmare $k_{\delta C}$ variază hiperbolic cu $\frac{b}{\Delta}$ şi valorile se pot calcula uşor.

Pentru celelalte două expresii $k_{\delta I}$ şi $k_{\delta II}$ (rel. 23 şi 23'), pentru $\frac{\delta}{b} = 1$ se obţin expresiile:

$$k_{\delta I} = \pi \frac{\frac{\Delta}{b}}{\ln \frac{\sqrt{2} + \sqrt{\zeta}}{\sqrt{2} - \sqrt{\zeta}}}$$

unde:

$$\pi \frac{\Delta}{b} = \ln \frac{1 + \sqrt{\zeta - 1}}{1 - \sqrt{\zeta - 1}} - 2 \operatorname{arctg} \sqrt{\zeta - 1}$$

şi

$$k_{\delta II} = \pi \frac{\frac{\Delta}{b}}{\ln \frac{\sqrt{\xi} + \sqrt{2}}{\sqrt{\xi} - \sqrt{2}}}$$

unde

$$\pi \frac{\Delta}{b} = \ln \frac{1+\sqrt{\xi-1}}{\sqrt{\xi-1}-1} - 2 \operatorname{arctg} \sqrt{\xi-1}.$$

Dînd diferite valori lui ζ şi ξ se obţin valori corespunzătoare pentru $\frac{\Delta}{b}$ şi respectiv pentru $k_{\delta I}$ şi $k_{\delta II}$.

Rezuitatul acestor calcule sînt trecute în tabela 3.

Tabela 3

k_δ \ Δ/b	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1/0,9
k_δ	0	0,123	0,216	0.294	0,355	0,411	0,454	0,494	0,526	0,554	0,581	
$b_{\delta C}$	0	0,122	0,217	0,294	0,357	0.410	0,454	0,423	0,526	0,555	0.581	0,607
$k_{\delta I}$	0	0,132	0,227	0,303	0,364	0,415	0,458	0,496	0,527	0,556	0,581	0.606
$k_{\delta II}$	0	0,116	0,210	0,286	0,406	0,406	0,451	0,490	0,524	0,553	0,581	0,606

Δ/b	1/0,8	1/0,7	1/0,6	1/0,5	1/0,4	1/0,3	1/0,2	1/0,1	1/0
k_δ	0,634			0,735	0,776		0,874	0,933	1
$k_{\delta C}$	0,635	0,665	0,698	0,735	0,776	0,822	0,874	0,933	1
$k_{\delta I}$	0,684	0.665	0,698	0,735	0,776	0,822	0,874	0,933	1
$k_{\delta II}$	0,634	0,665	0,698	0,035	0,776	0,822	0,874	0,953	1

Reprezentarea grafică a acestor valori este făcută în fig. 13. Se observă din această reprezentare, ca şi din tabela 3 că cele mai apropiate valori de k_δ sînt cele ale lui $k_{\delta C}$, deci cele obţinute cu formula explicită a lui Carter, deşi această formulă este o limită spre care tind relaţiile implicite. Valorile lui k_δ sînt stabilite cu o precizie $\pm 0{,}001$, corespunzătoare scării la care s-a efectuat calculul grafic. La scara la care s-au efectuat calculele nici nu poate fi stabilită diferenţa între valorile factorului de intrefier obţinute cu relaţiile exacte şi cele obţinute cu formula lui Carter.

Este un caz fericit că simplificările introduse pentru obţinerea expresiei explicite (a lui Carter) pentru factorul de intrefier, în loc să îndepărteze,, valorile le apropie de realitate.

In ceea ce privesc valorile lui $k_{\delta I}$ şi $k_{\delta II}$, cum era de altfel de aşteptat unele sînt mai mari, altele mai mici decît cele exacte, ceea ce revine la a spune că, fluxul tolei, calculat prin efectuarea integralei pentru suprafaţa tolei, este mai mic decît cel real, iar cel calculat prin efectuarea integralei pentru suprafaţa medie dintre tole, este mai mare. Abaterea însă în acest ultim caz este mai mică decît în primul caz, deşi formulele pentu $k_{\delta I}$ şi $k_{\delta II}$ sînt simetrice.

In concluzie se poate spune că din punct de vedere practic formula explicită a lui $k_{\delta C}$, obţinută de Carter şi Richter pentru întrefierul maşinilor electrice cu crestături se poate utiliza cu suficientă precizie la calculul factorului de întrefier pentru îmbinări. Dacă este nevoie de o precizie mai mare decît

0,001 pentru k_δ, atunci trebuiesc efectuate calculele cu relaţiile implicite din (31) şi (25), care însă duc la greutăţi destul de mari de calcul.

Rezultatele obţinute se abat de la realitate, în măsura în care ipotezele făcute nu corespund. Unul dintre fenomenele cele mai importante care face ca rezultatele să se îndepărteze de realitate, este saturaţia magnetică, în special a muchiilor tolelor. Acest fenomen este cu atît mai important cu cît solicitarea magnetică a tolelor este mai mare. Efectul este cel corespunzător măririi întrefierului real δ, care are ca urmare o micşorare a lui k_δ, corespunzător fig. 12 şi prin urmare o mărire a lui δ'.

Anexă

I. Relaţiile (24) implică efectuarea integralei:

$$I_1 = \int_1^d \frac{t-1}{t} \cdot \frac{dt}{\sqrt{(t-1)(d-t)(e-t)}}$$

$$I_2 = \int_d^e \frac{t-1}{t} \cdot \frac{dt}{\sqrt{(t-1)(t-d)(e-t)}}$$

Facem mai întîi o transformare de variabilă, pentru a le pune sub forma Legendre. Notăm

$$t = 1 + (d-1)\,x^2$$

şi punînd încă

$$k^2 = \frac{d-1}{e-1}; \qquad k'^2 = 1 - k^2$$

integralele de mai sus obţin forma:

$$I_1 = \frac{2(d-1)}{\sqrt{e-1}} \int_0^1 \frac{x^2}{1+(d-1)\,x^2} \cdot \frac{dx}{\sqrt{(1-x^2)(1-k^2x^2)}}$$

$$I_2 = \frac{2(d-1)}{\sqrt{e-1}} \int_1^{\frac{1}{k}} \frac{x^2}{1+(d-1)\,x^2} \cdot \frac{dx}{\sqrt{(x^2-1)(1-k^2x^2)}}$$

Să considerăm mai întîi ultima integrală dintre acestea. Să mai facem o schimbare de variabilă aşa fel ca limitele de integrare să fie tot de 0 şi 1. Pentru aceasta presupunem:

$$x^2 = \frac{1-k'^2u^2}{k^2}; \qquad dx = -\frac{k'^2\,u\,du}{k\sqrt{1-k'^2u^2}}$$

cu această transformare integrala I_2 devine:

$$I_2 = \frac{2\sqrt{e-1}}{2} \int_0^1 \frac{1-k'^2u^2}{1-\frac{e-1}{e}k'^2u^2} \cdot \frac{du}{\sqrt{(1-u^2)(1-k'^2u^2)}}$$

sau notînd pentru simplificare

$$\Delta(u)=\sqrt{(1-u^2)(1-k^2u^2)}$$

$$\Delta'(u)=\sqrt{(1-u^2)(1-k'^2u^2)}$$

pentru I_2 se obţine:

$$I_2=\frac{2\sqrt{e-1}}{e}\int_0^1\frac{du}{\Delta'(u)}-\frac{2k'^2\sqrt{e-1}}{e^2}\int_0^1\frac{u^2}{1-\frac{e-1}{e}k'^2u^2}\cdot\frac{du}{\Delta'(u)}$$

şi în acest mod s-a redus integrala I_2 la aceleaşi limite ca şi integrala I_1, dar diferă ca formă.

In teoria funcţiunilor şi integralelor eliptice se demonstrează următoarea relaţie, care defineşte o integrală eliptică plină de speţa 3-a în funcţiune de integralele eliptice de speţa I şi II: [L, 6].

$$\Pi(y,k)=\int_0^1\frac{x^2\,dx}{(1-k^2x^2y^2)}\cdot\frac{1}{\Delta(x)}=\frac{K(k)\int_0^y\sqrt{\frac{1-k^2y^2}{1-y^2}}\,dy-E(k)\int_0^y\frac{dy}{\sqrt{(1-y^2)(1-k^2y^2)}}}{k^2y\sqrt{(1-y^2)(1-k^2y^2)}}$$

$$0<y<1 \qquad (1_I^x)$$

Ţinînd cont de această realaţie integrala I_2 devine:

$$I_2=\frac{2\sqrt{e-1}}{e}K'-\frac{2}{\sqrt{ed}}\left[K'\cdot E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)-E'\cdot F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)\right]$$

unde K' şi E' sînt integralele eliptice pline de speţa I şi II, iar $F_{(\,)}$ şi $E_{(\,)}$ sînt integralele eliptice luate pînă la limita corespunzătoare, diferită de rădăcina radicalului:

$$K'=\int_0^1\frac{du}{\Delta'(u)};\qquad E'=\int_0^1\frac{1-k'^2u^2}{\Delta'(u)}\,du$$

$$F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)=\int_0^{\sqrt{\frac{e-1}{e}}}\frac{du}{\Delta'(u)}$$

$$E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)=\int_0^{\sqrt{\frac{e-1}{e}}}\frac{1-k'^2u^2}{\Delta'(u)}\,du$$

Cu acestea, ultima integrală din (24) devine:

$$\frac{\delta}{b}=\frac{2}{\pi}\left\{k'\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}}-K'E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)+E'\cdot F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}},k'\right)\right\}$$

In ceea ce priveşte I_1 acesteia nu i se poate aplica formula (1_I) sub forma de mai sus deoarece numitorul fracţiei este $1+(d-1)x^2$ prin urmare este o sumă de doi termeni pozitivi ori (1_I) se aplică numai atunci cînd numitorul

este de forma $1-k^2x^2y^2$, deci o diferență de doi termeni pozitivi. Pentru a deduce formula echivalentă acesteia, extindem formula (1_1) în domeniul imaginar înlocuind pe y cu jy. Ținînd cont că:

$$\int_0^{jy} \sqrt{\frac{1+k^2y^2}{1+y^2}}\, d(jy) = j\int_0^{y} \sqrt{\frac{1+k^2y^2}{1+y^2}}\, dy$$

$$\int_0^{jy} \frac{d(jy)}{\Delta(jy)} = j\int_0^{y} \frac{dy}{\sqrt{(1+y^2)\,(1+k^2y^2)}}$$

se obține formula ce se aplică în cazul nostru:

$$\Pi(jy, k) = \int_0^{!} \frac{x^2\,dx}{(1+k^2y^2x^2)\,\Delta(x)} = \frac{K(k)\int_0^{y} \sqrt{\frac{1+k^2y^2}{1+y^2}}\, dy - E(k)\int_0^{y} \frac{dy}{\sqrt{(1+y^2)\,(1+k^2y^2)}}}{k^2\, y\,\sqrt{(1+y^2)\,(1+k^2y^2)}} \qquad (2_1)$$

Se vede că pentru a aplica relația (2_1) la rezolvarea integralei I_1 trebuie să punem:

$$k^2y^2 = d-1 \quad \text{și} \quad y^2 = e-1$$

și ținînd cont că:

$$\int_0^{y} \sqrt{\frac{1+k^2y^2}{1+y^2}}\, dy = y\sqrt{\frac{1+k^2y^2}{1+y^2}} + F(\operatorname{arctg} y, k') - E(\operatorname{arctg} y, k')$$

$$\int_0^{y} \frac{dy}{\sqrt{(1+y^2)(1+k^2y^2)}} = F(\operatorname{arctg} y, k')$$

se obține expresia integralei I_1 sub forma:

$$I_1 = \frac{2\sqrt{e-1}}{e}K + \frac{2}{\sqrt{ed}}\Big\{K\Big[F\Big(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\Big) - E\Big(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\Big)\Big] -$$

$$-E\cdot F\Big(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\Big)\Big\}$$

și în consecință valoarea raportului $\frac{\Delta}{b}$ devine:

$$\frac{\Delta}{2} = \frac{\pi}{2}\Big\{K\Big[\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}} + F\Big(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\Big) - E\Big(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\Big)\Big] -$$

$$-E\cdot F\Big(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\Big)\Big\}$$

II. Expresia lui $k_{\delta 1}$ este:

$$k_{\delta 1} = \pi\frac{\frac{\Delta}{b}\,\frac{b}{\delta}}{\ln\frac{\sqrt{d}+\sqrt{\zeta}}{\sqrt{d}-\sqrt{\zeta}}}, \quad \pi\frac{\Delta}{\delta} = \frac{\delta}{b}\ln\frac{\frac{\delta}{b}+\sqrt{\zeta-1}}{\frac{\delta}{b}-\sqrt{\zeta-1}} - 2\operatorname{arctg}\sqrt{\zeta-1}.$$

Notînd $d=\frac{1}{\cos^2\alpha_0}$ şi $\zeta=\frac{1}{\cos^2\alpha}$ unde $\alpha_0>\alpha$ şi ţinînd cont de: $\frac{\delta}{b}=\operatorname{tg}\alpha_0$.

$$\frac{\sqrt{d}+\sqrt{\zeta}}{\sqrt{d}-\sqrt{\zeta}}=\frac{\cos\alpha+\cos\alpha_0}{\cos\alpha-\cos\alpha^0}=\operatorname{ctg}\frac{\alpha_0+\alpha}{2}\operatorname{ctg}\frac{\alpha_0-\alpha}{2}$$

$$\frac{\frac{\delta}{b}+\sqrt{\zeta-1}}{\frac{\delta}{b}-\sqrt{\zeta-1}}=\frac{\operatorname{tg}\alpha_0+\operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}\alpha_0-\operatorname{tg}\alpha}=\frac{\sin(\alpha_0+\alpha)}{\sin(\alpha_0-\alpha)}$$

$$\operatorname{arctg}\sqrt{\zeta-1}=\alpha:$$

rezultă pentru $k_{\delta 1}$

$$k_{\delta 1}=\frac{\pi\frac{\Delta}{b}\operatorname{ctg}\alpha_0}{\ln\operatorname{ctg}\frac{\alpha_0+\alpha}{2}\operatorname{ctg}\frac{\alpha_0-\alpha}{2}}$$

$$\pi\frac{\Delta}{b}=\operatorname{tg}\alpha_0\ln\frac{\sin(\alpha_0+\alpha)}{\sin(\alpha_0-\alpha)}-2\alpha.$$

Pentru ζ apropiat de d, ceea ce revine la α apropiat de α_0 se poate pune:

$$\sin(\alpha_0-\alpha)\approx\alpha_0-\alpha:\quad \sin(\alpha_0+\alpha)\approx\sin 2\alpha_0;\quad \operatorname{ctg}\frac{\alpha_0+\alpha}{2}\approx\operatorname{ctg}\alpha$$

$$\operatorname{ctg}\frac{\alpha_0-\alpha}{2}\approx\frac{2}{\alpha_0-\alpha}$$

cu acestea expresia lui $k_{\delta 1}$ devine:

$$k_{\delta 1}=\frac{\pi\frac{\Delta}{b}\operatorname{ctg}\alpha_0}{\ln 2\operatorname{ctg}\alpha_0-\ln(\alpha_0-\alpha)}$$

$$\pi\frac{\Delta}{b}=\operatorname{tg}\alpha_0\ln\frac{\sin 2\alpha_0}{\alpha_0-\alpha}-2\alpha_0.$$

Ultima relaţie se poate scrie:

$$\pi\frac{\Delta}{b}\operatorname{ctg}\alpha_0=\ln\sin 2\alpha_0-\ln(\alpha_0-\alpha)-2\alpha_0\operatorname{ctg}\alpha_0.$$

Scoţind din această relaţie pe $\ln(\alpha_0-\alpha)$ şi introducîndu-l în expresia lui k_δ se obţine o relaţie numai în funcţie de α_0 şi $\frac{\Delta}{b}$

$$k_{\delta 1}=\frac{\pi\frac{\Delta}{b}\operatorname{ctg}\alpha_0}{2\alpha_0-\operatorname{tg}\alpha_0-2\ln\sin\alpha_0+\pi\frac{\Delta}{b}\operatorname{ctg}\alpha_0}=\frac{1}{1+\frac{2}{\pi}(\alpha_0-\operatorname{tg}\alpha_0\ln\sin\alpha_0)\frac{b}{\Delta}}$$

sau ţinînd cont că $\operatorname{tg}\alpha_0=\frac{\delta}{b}$, se obţine:

$$k_{\delta 1}=\frac{1}{1+\frac{2}{\pi}\frac{b}{\Delta}\left[\operatorname{arctg}\frac{\delta}{b}-\frac{\delta}{b}\ln\frac{\frac{\delta}{b}}{\sqrt{1+\left(\frac{\delta}{b}\right)^2}}\right]}$$

La aceeaşi relaţie şi în acelaşi mod se ajunge pentru $k_{\delta II}$, expresiile fiind simetrice.

Tot la aceeaşi expresie se ajunge şi pentru k_δ. Relaţiile de definiţie pentru k_δ sînt următoarele (25); (30) şi (31):

$$k_\delta = \frac{\delta'}{\Delta} \cdot \frac{\frac{\Delta}{b}}{\frac{\delta}{b}}$$

$$\frac{\delta'}{\Delta} = \frac{K_1'}{K_1}; \quad \text{unde } k_1'^2 = \frac{e-d}{e} \qquad \text{(rel. 28)}$$

$$\frac{\Delta}{b} = \frac{2}{\pi}\left\{K\left[\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}} + F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\right) - E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\right)\right] - \right.$$

$$\left. - E \cdot F\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\right)\right\}$$

$$\frac{\delta}{b} = \frac{2}{\pi}\left\{K'\left[\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}} + E\left(\arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\right)\right] + E' \cdot F \arcsin\sqrt{\frac{e-1}{e}}, k'\right)\right\}$$

Pentru modulele integralelor eliptice k şi k_1 s-au luat variabilele φ şi ψ respectiv (rel. 33 şi 34).

$$k = \sin\varphi$$

$$k_1 = \sin\psi$$

$$\sin\gamma = \frac{\cos\psi}{\cos\varphi}.$$

Pentru valori ale lui ψ apropiate de $\frac{\pi}{2}$ se poate admite $\sin\psi \approx 1$ şi deci $K_1' \approx \frac{\pi}{2}$

$$\sqrt{\frac{d(e-1)}{e}} \cong \operatorname{tg}\gamma, \quad \text{căci } d = \frac{\sin^2\psi}{\cos^2\gamma}; \quad e = \frac{1}{\cos^2\gamma}$$

Pentru aceleaşi valori ale lui γ pentru care φ este apropiat de ψ, deci de $\frac{\pi}{2}$ se poate considera:

$$E(k) \approx 1; \quad E' = k' \cong \frac{\pi}{2}$$

In acest caz se obţine:

$$\frac{\delta'}{\Delta} = \frac{K_1'}{K_1}; \quad \frac{\Delta}{b} = \frac{2}{\pi}\{K\operatorname{tg}\gamma - \gamma\}; \quad \frac{\delta}{b} = \operatorname{tg}\gamma$$

şi în consecinţă expresia lui k_δ devine:

$$k_\delta = \frac{K}{K_1} - \frac{\gamma}{K_1 \operatorname{tg}\gamma}$$

Ţinînd cont că pentru valori ale lui φ şi ψ apropiate de $\frac{\pi}{2}$ avem:

$$k' = \frac{\cos\psi}{\sin\gamma} \approx \frac{\frac{\pi}{2} - \psi}{\sin\gamma};$$

iar pentru integralele eliptice de asemenea:

$$K \approx \ln \frac{4}{k'}; \quad K_1 \approx \ln \frac{4}{k_1'}$$

şi cum $k_1' + \cos\psi \approx \frac{\pi}{2} - \psi$ rezultă că

$$K = \ln \frac{4}{k'} = \ln \frac{4 \sin\gamma}{\frac{\pi}{2} - \psi} = \ln \frac{4}{\frac{\pi}{2} - \psi} + \ln \sin\gamma$$

sau şi

$$K = K_1 + \ln \sin\gamma$$

deci expresia lui k_δ devine:

$$k_\delta = 1 + \frac{\ln \sin\gamma}{K_1} - \frac{\gamma}{K_1 \operatorname{tg}\gamma} = \frac{K_1 \operatorname{tg}\gamma + \operatorname{tg}\gamma \ln \sin\gamma - \gamma}{K_1 \operatorname{tg}\gamma}$$

şi cum

$$\frac{\Delta}{b} = \frac{2}{\pi}(K \operatorname{tg}\gamma - \gamma) = \frac{2}{\pi}[\operatorname{tg}\gamma (K_1 + \ln \sin\gamma) - \gamma]$$

deci

$$K_1 \operatorname{tg}\gamma = \frac{\pi}{2}\frac{\Delta}{2} + \gamma - \operatorname{tg}\gamma \ln \sin\gamma$$

rezultă şi

$$k_\delta = \frac{\frac{\pi}{2}\frac{\Delta}{b}}{\frac{\pi}{2}\frac{\Delta}{2} - \operatorname{tg}\gamma \ln \sin\gamma}$$

şi cum $\frac{\delta}{b} = \operatorname{tg}\gamma$ rezultă şi:

$$k_\delta = \frac{1}{1 + \frac{b}{\Delta}\frac{2}{\pi}\left(\operatorname{arctg}\frac{\delta}{b} - \frac{\delta}{b} \ln \frac{\frac{\delta}{b}}{\sqrt{1 + \left(\frac{\delta}{b}\right)^2}}\right)}$$

în consecinţă tocmai expresia lui Carter la care s-a ajuns şi pentru $k_{\delta I}$ şi $k_{\delta II}$, găsită şi de Richter [L, 9] Ganss [L, 10] Frey [L, 11] în lucrările lor, scrisă cu notaţiile adoptate la început.

BIBLIOGRAFIE

1. Andronescu P., Archiv für Electrotehnic. Bd. 14—1924 p. 379—396.
2. Rădulet R., Buletinul Politehnicei din Timişoara 1930 T. 3 Nr. 3-4 p.257—276.
3. Rothe, Olendorf şi Pohlhausen, *Funktionentheorie und ihre Anwendung in der Technik*, Ed Springer, Berlin 1935, p. 68—85.

4. Ahizer N. I., *Elementî teorii elipticeschih funcții.* Editura O.G.I.Z. M-L 1948 p. 269.
5. David Emanuel, *Lecțiuni de teoria funcțiunilor*, partea II. *Funcțiuni eliptice.* Ed. Cultura Națională p. 236.
6. Staerman, *Kontaktnaia zadacia teorii uprugosti*, Ed. Gostehizdat M-L 1949, pag. 229—243.
7. Rîjic și Gradstein — *Tabliți integralov, sum, riadov i proizvedenii* Edit. Tehnico-Teoreticescoie literaturî M-L 1951 pag. 302-306.
8. Segal și Semendiaev — *Piatiznacenîe matematiceskie tabliți*, Ed. Academiei U. R. S. S. 1950, pag. 408-420.
9. Richter R., *Electrische Maschinen* Bd. I, Ed. Springer Berlin 1924, p. 173—178.
10. Gans R., *Archiv für Electrotechnik* Bd. 9, 1920, p. 231—246.
11. Frey K., Arbeiten aus dem Elektrotechnischen Institut zu Karlsruhe Bd. IV, 1925, p. 65—181.
12. Byrd P. F. and Friedman M. D., *Handblook of elliptic integrals for engineers and physicists*, Springer-Berlin-Götingen-Heidelberg 1954 p. 83 și 205.

LE CALCUL DE LA VALEUR DU FACTEUR DE L'ENTREFER POUR LE JOINT PLAN DES TÔLES DES MACHINES ÉLECTRIQUES

(RÉSUMÉ)

On considère le joint exécuté par superposition des tôles d'acier électrotechnique, utilisé dans la construction des machines et en spécial des transformateurs électriques.

La valeur de l'entrefer réel étant δ, on calcule un autre entrefer équivalent δ', caractérisé par la même tension comme δ, mais l'induction magnétique est celle du noyau, donc :

$$\delta' \cdot B_{Fe} = \int_0^{\delta} B_{\delta} \cdot d\delta.$$

On calcule le facteur de l'entrefer $k_{\delta} = \frac{\delta'}{\delta}$ en fonction de la grosseur des tôles Δ, de celle de l'isolation des tôles b et de la valeur de l'entrefer réel δ.

On obtient quatre expressions pour k_{δ}: une relation exacte et trois autres simplifiées, parmi lesquelles il y a aussi l'expression déduite par Carter. Les courbes $k_{\delta} = f\left(\frac{\delta}{b}\right)$ pour $\frac{\Delta}{b} = \text{const}$, tracées avec la relation exacte, permettent de faire une comparaison entre les résultats obtenus en utilisant les diverses expressions.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАСЧЕТНОЙ ВЕЛИЧИНЫ ВОЗДУШНОГО ЗАЗОРА СОЕДИНЕНИЯ НАЛОЖЕНИЕМ ПЛАСТИН В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе рассматривается соединение просредством наложения пластин применяемых в конструкции железно-магнитных сердечников электрических машин и в частности электрических трансформаторов.

Определяется расчетная величина δ' истинного воздушного зазора δ, при котором имеет место магнитная индукция стали с таким же магнитным напряжением, т. е.

$$\frac{1}{\mu_0}\delta' \cdot B_{Fe} = \frac{1}{\mu_0}\int_0^{\delta} B_\delta \cdot d\delta$$

Исследуется изменение фактора зазора $k_\delta = \frac{\delta'}{\delta}$ в зависимости от толщины пластин Δ, от толщины изоляции между пластинами b и от величины истинного зазора δ.

Выводятся четыре выражения для k_δ: из которых одно точное а другие три упрощенные, в числе которых и формула Картера.

Проводятся кривые $k_\delta = f\left(\frac{\delta}{b}\right)$ при $\frac{\Delta}{b} = \text{const}$, с точном выражением и сравниваются полученные результаты с различными формулами.

DESPRE CARACTERISTICA DE TOPIRE A FUZIBILELOR CU ÎNVELIŞ

DE
ADAM SEMLYÉN

1. Condiţiile de încălzire ale fuzibilelor cu înveliş

Caracteristica de topire a unui fuzibil este expresia grafică a legăturii dintre timpul de topire şi curentul care a produs topirea firului fuzibil. Determinarea pe cale de calcul a unei asemenea caracteristici, renunţînd chiar la precizia rezultatelor, este foarte grea, deoarece ecuaţiile care ţin seama de condiţiile reale ale încălzirii sînt greu de rezolvat, iar coeficienţii care intră în aceste ecuaţii depind majoritatea lor de realizarea constructivă a fuzibilului. De aceea pentru a cunoaşte influenţa diferiţilor factori asupra caracteristicii de topire s-au făcut ipoteze simplificatoare asupra condiţiilor de încălzire ale fuzibilelor, ipoteze care au permis obţinerea unei expresii analitice a caracteristicii, valabilă însă numai în măsura în care ipotezele s-au apropiat de realitate. O astfel de ipoteză este aceea, că mediul din jurul firului fuzibil nu-şi schimbă temperatura la încălzirea firului. Ecuaţia diferenţială corespunzătoare este:

$$A\tau + B\frac{d\tau}{dt} = R_0(1+\alpha\tau)I^2, \tag{1}$$

unde $A=\lambda S$ reprezintă căldura cedată mediului ambiant la o diferenţă de temperatură de 1°C, iar $B=cG$ căldura ce se înmagazinează în fir la creşterea temperaturii acestuia cu 1°C.

Ecuaţia (1) se mai poate scrie:

$$(A-\alpha R_0 I^2)\tau + B\frac{d\tau}{dt} = R_0 I^2 \tag{2}$$

sau

$$A'\tau + B\frac{d\tau}{dt} = R_0 I^2, \tag{3}$$

unde

$$A' = A - \alpha R_0 I^2. \tag{4}$$

Împărţind pe (3) cu A' obţinem:

$$\tau + \frac{B}{A'}\frac{d\tau}{dt} = \frac{R_0 I^2}{A'} \tag{5}$$

sau

$$\tau + T\frac{d\tau}{dt} = \tau_f, \tag{6}$$

unde

$$T = \frac{B}{A'} = \frac{B}{A - \alpha R_0 I^2} \tag{7}$$

este constanta de timp a încălzirii pentru o *anumită* valoare a curentului I, iar

$$\tau_f = \frac{R_0 I^2}{A'} = \frac{R_0 I^2}{A - \alpha R_0 I^2} \tag{8}$$

este supratemperatura finală (pentru o anumită valoare a curentului I), deoarece pentru $\frac{d\tau}{dt} = 0$ ecuația (6) ne dă $\tau = \tau_f$.

Soluția ecuației (6), cu constanta de integrare adaptată condiției ca la $t = 0$ să avem $\tau = 0$, este:

$$\tau = \tau_f (1 - e^{-\frac{t}{T}}). \tag{9}$$

In cazul cînd

$$A' = A - \alpha R_0 I^2 < 0,$$

adică la curenții care întrec o anumită limită I_0, relațiile (7) și (8) ne dau valori negative pentru T și τ_f. Punînd

$$\left.\begin{aligned} -\tau_f &= \tau_f' \\ -T &= T' \end{aligned}\right\}, \tag{10}$$

unde τ_f' și T' sînt mărimi pozitive, relația (9) ia forma:

$$(-\tau) = \tau_f' (1 - e^{-\frac{(-t)}{T}}), \tag{11}$$

adică legea de variație a supratemperaturii în raport cu timpul corespunde ramurei negative a curbei exprimate de relația (9). In fine, dacă $I = I_0$, adică $A' = 0$, ecuația diferențială (3) devine

$$B\frac{d\tau}{dt} = R_0 I_0^2 \tag{12}$$

și ne dă prin integrare expresia unei drepte:

$$\tau = \frac{R_0 I_0^2}{B} t = \left(\frac{\tau_f}{T}\right)_{I=I_0} \cdot t. \tag{13}$$

Figura 1 reprezintă pe $\tau = f(t)$ în cele trei cazuri $I \lessgtr I_0$, corespunzătoare relațiilor (9), (11) și (13). Ridicînd experimental o curbă de încălzire, avînd $\tau_f < \tau_{top}$ (supratemperatura de topire a firului), se obține T și τ_f, iar relațiile (7) și (8) ne dau constantele A și B. Cunoscînd aceste constante relațiile (7) și (8) ne dau pe T și τ_f pentru diferite valori ale lui I, și astfel putem construi o familie de caracteristici de încălzire $\tau = f(t)$ avînd pe I ca parametru (fig. 2). Intersectîndu-le cu dreapta $\tau = f(t)$ se obține pentru fiecare curent I timpul de topire t_{top} corespunzător. Caracteristica de topire obținută este reprezentată în fig. 3.

Expresia analitică a caracteristicii de topire se poate obține din relația (9) în care se pune $\tau=\tau_{top}$ și $t=t_{top}$:

$$\tau_{top}=\tau_f\left(1-e^{-\frac{t_{top}}{T}}\right). \qquad (14)$$

Această relație ne permite să exprimăm timpul de topire explicit:

$$t_{top}=-T\ln\left(1-\frac{\tau_{top}}{\tau_f}\right), \qquad (15)$$

sau

$$t_{top}=T'\ln\left(1+\frac{\tau_{top}}{\tau'_f}\right). \qquad (16)$$

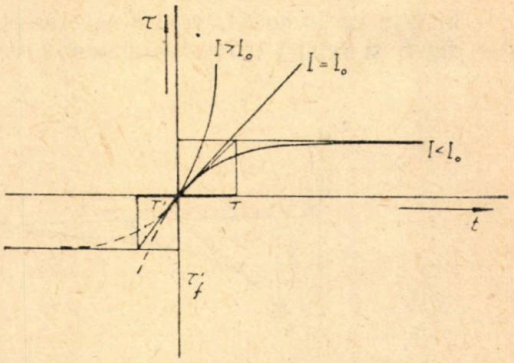


Fig. 1

În aceste relații T și τ_f (sau T' și τ'_f) sînt funcții cunoscute de I [relațiile (7) și (8)], și astfel relația (16) exprimă funcția căutată $t_{top}=f(I)$. În cazul curenților foarte mari $T'\cong\frac{B}{\alpha R_0 I^2}$, $\tau'_f\cong\frac{1}{\alpha}$ deci

$$t_{top}\cong\frac{B}{\alpha R_0 I^2}\ln(1+\tau_{top}\cdot\alpha)=\frac{C}{I^2}. \qquad (16')$$

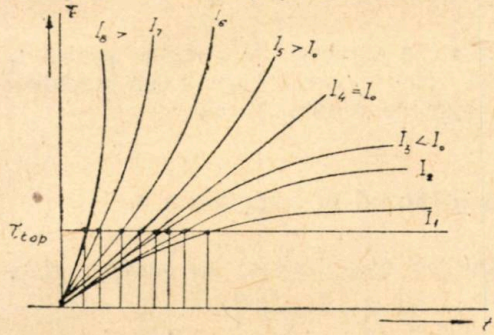


Fig. 2

Considerațiunile de mai sus, valabile pentru fuzibile fără înveliș (de exemplu siguranțe lamelare) au devenit clasice în teoria încălzirii fuzibilelor. În majoritatea cazurilor din practică, nu se poate neglija însă încălzirea mediului (siguranțe tubulare închise sau siguranțe cu substanță de umplutură). Din această cauză curbele de încălzire ridicate experimental nu mai au caracter exponențial simplu: fig. 4 ne arată că subtangenta dusă la o curbă de încălzire ridicată experimental, (în raport cu asimptota) nu este constantă în timp, ci crește cu timpul.

O asemenea curbă de încălzire devine explicabilă, dacă se consideră pentru încălzirea fuzibilului schema termică reprezentată în fig. 5.

Corespunzător acestei scheme, firul fuzibil este înconjurat de un material care se încălzește în toate punctele lui la supratemperatura τ_2. În general

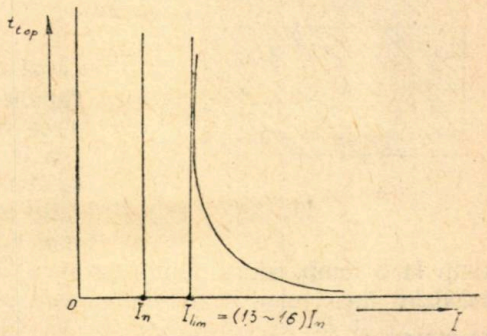


Fig. 3

$$B_2 \gg B_1, \qquad (17)$$

adică capacitatea de căldură a învelişului este cu mult mai mare decît aceea a firului.

In cele ce urmează, vom studia încălzirea fuzibilelor în condiţiile de mai sus [fig. 5 şi relaţia (17)], mai generale decît aceea a mediului cu temperatură

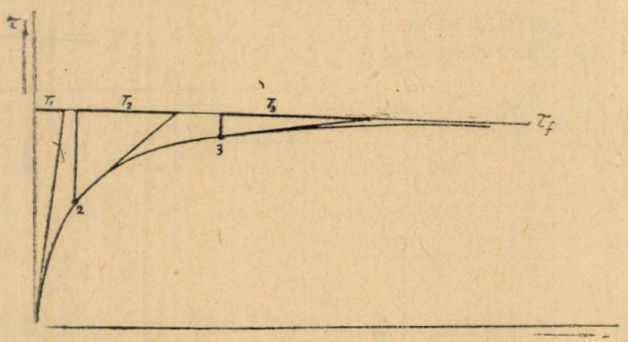


Fig. 4

constantă. De aceea relaţia (16) va apare ca expresia unui regim particular de încălzire, valabil în cazul curenţilor relativ mari. Pentru cazul curenţilor relativ mici expresia caracteristicii de topire va rezulta diferită.

2. Ecuaţiile diferenţiale ale încălzirii şi integrarea lor

Incălzirea unui fuzibil cu înveliş (fig. 5) este descrisă de ecuaţiile diferenţiale:

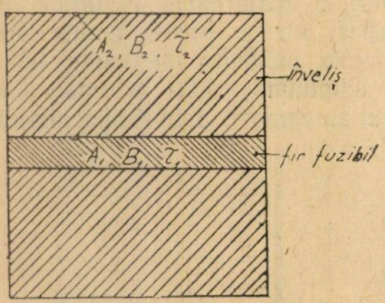


Fig. 5

$$A_1(\tau_1-\tau_2)+B_1\frac{d\tau_1}{dt}=R_0(1+\alpha\tau_1)I^2 \qquad (18)$$

şi

$$A_1(\tau_2-\tau_1)+A_2\tau_2+B_2\frac{d\tau_2}{dt}=0. \qquad (19)$$

Dacă $I > I_0$ încălzirea firului va fi atît de rapidă încît încălzirea învelişului pînă la topirea firului va fi neglijabilă. Evident ne găsim în acest caz în condiţiile care au dus la relaţia (16). Dacă însă curentul I este relativ mic, firul care are o inerţie termică mult mai mică decît învelişul se va încălzi în scurt timp la o temperatură limită care va continua să crească numai din cauza încălzirii învelişului, deci relativ încet. In acest caz putem neglija în ecuaţia (18) termenul $B_1\frac{d\tau_1}{dt}$ şi obţinem:

$$A_1(\tau_1-\tau_2)=R_0(1+\alpha\tau_1)I^2. \qquad (18')$$

Aşadar la curenţi mici temperatura firului creşte liniar cu temperatura învelişului:

$$\tau_1 = \frac{A_1\tau_2 + R_0 I^2}{A_1 - \alpha R_0 I^2} \cdot \tag{18''}$$

Inlocuind pe τ_1 din (18″) în ecuaţia (19) obţinem:

$$\tau_2 + T_2 \frac{d\tau_2}{dt} = \tau_{2f}', \tag{19'}$$

unde

$$T_2 = \frac{B_2}{A_1 + A_2} \cdot \frac{A_1 - \alpha R_0 I^2}{A - \alpha R_0 I^2}, \tag{20}$$

$$\tau_{2f} = \frac{A}{A_2} \cdot \frac{R_0 I^2}{A - \alpha R_0 I^2}, \tag{21}$$

iar

$$A = \frac{A_1 A_2}{A_1 + A_2} \cdot \tag{22}$$

Integrînd ecuaţia (19′) obţinem:

$$\tau_1 = \tau_{2f}\left(1 - e^{-\frac{t}{T_2}}\right) \tag{23}$$

şi introducînd această valoare în expresia (18″) a lui τ_1, obţinem:

$$\tau_1 = \tau_{1f}'\left(1 - e^{-\frac{t}{T_2}}\right) + \tau_{1f}'', \tag{24}$$

unde

$$\tau_{1f}' = \frac{AA_1}{A_2} \cdot \frac{R_0 I^2}{(A - \alpha R_0 I^2)(A_1 - \alpha R_0 I^2)} \tag{25}$$

şi

$$\tau_{1f}'' = \frac{R_0 I^2}{A_1 - \alpha R_0 I^2} \cdot \tag{26}$$

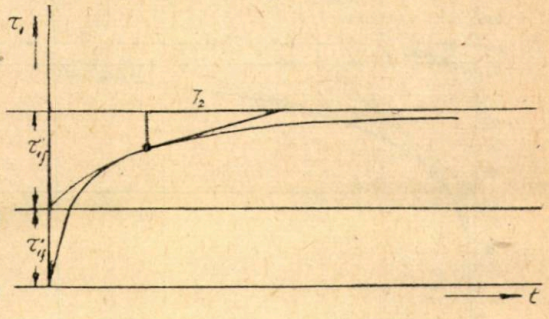


Fig. 6

Aceste relaţii ne permit să determinăm prin calcul pe A_1, A_2 şi B_2, cunoscînd pe T_2, τ_{1f}' şi τ_{1f}''. Acestea din urmă se determină cu ajutorul curbei de încălzire ridicate experimental. Fig. 6 ne indică felul cum se obţin T_2, τ_{1f}' şi τ_{1f}''. Cunoscînd constantele A_1, A_2 şi B_2, se pot determina prin calcul cu ajutorul expresiilor (20), (25) şi (26) constantele T_2, τ_{1f}' şi τ_{1f}'' deci şi curbele de încălzire la diferiţi curenţi $I < I_0'$, unde I_0' rezultă din anularea numitorului acestor expresii:

$$A - \alpha R_0 I_0'^2 = 0. \tag{27}$$

Pornind însă de la relaţia (24) caracteristica de topire se poate exprima şi analitic, punînd $\tau_1 = \tau_{top}$ şi $t = t_{top}$:

$$t_{top} = T_2 \ln \frac{\tau_{1f}'}{\tau_{1f}' + \tau_{1f}'' - \tau_{top}}, \tag{28}$$

unde T_2, τ'_{1f} şi τ''_{1f} sînt funcţii cunoscute de I. Dacă

$$\tau_{1f}=\tau'_{1f}+\tau''_{1f}=\tau_{top}, \tag{29}$$

obţinem ca o verificare $t_{top}=\infty$. Curentul limită de topire va fi acea valoare a curentului care satisface relaţia (29). Intotdeauna I_l este mai mic decît valoarea curentului limită de topire calculat în ipoteza că mediul din jurul firului nu se încălzeşte: El se calculează din relaţia (8), punînd $\tau_{1f}=\tau_{top}$.

3. Exemplu numeric

In cele ce urmează, se exemplifică metoda de determinare a caracteristicii de topire a unui fuzibil, pe baza unei curbe de încălzire ridicate experimental (fig. 7). Fuzibilul a fost format dintr-un fir de cupru avînd $\tau_{top}=1060°C$, (temperatura ambiantă fiind de 23°C iar temperatura de topire 1083°C), $\alpha=\frac{1}{235+23}=\frac{1}{258}$, într-un înveliş format dintr-o teacă umplută cu praf de marmoră. In timpul încercării curentul (continuu) s-a ţinut constant la

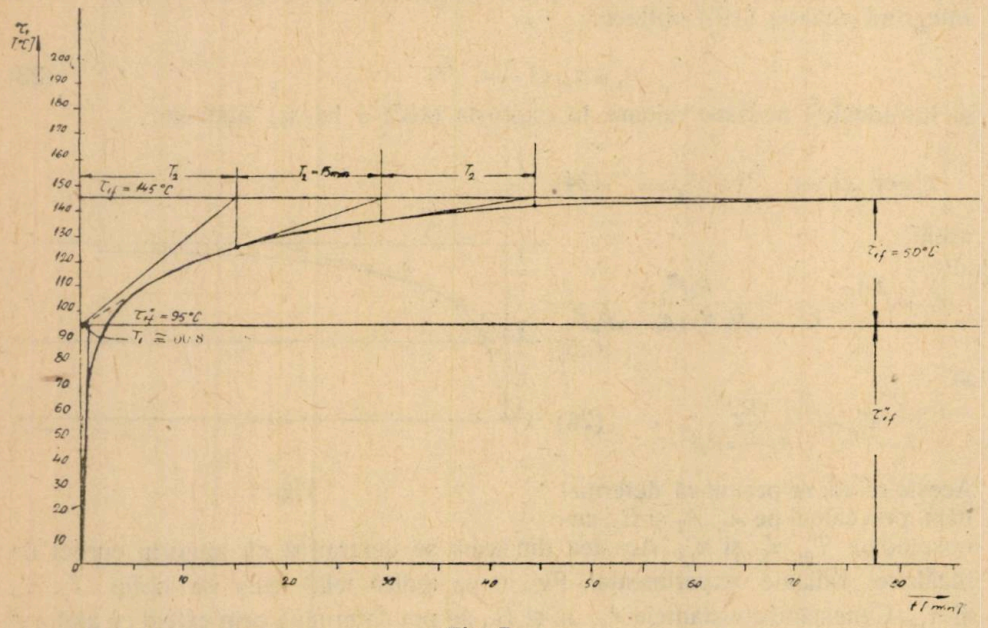


Fig. 7

valoarea de 4,5 A. Temperatura firului s-a determinat măsurînd căderea de tensiune între două puncte ale firului din interiorul învelişului. Rezistenţa la rece a fost $R_0=0{,}044\,\Omega$. Cu ajutorul curbei ridicate s-au determinat următoarele mărimi:

$$T_2=15\text{ min}=900\text{ s}$$
$$\tau'_{1f}=50°C$$
$$\tau''_{1f}=95°C$$
$$T_1\cong 1\text{ min}=60\text{ s}.$$

Inlocuind aceste valori în relațiile (26), (25), (7), (22) și (20) se obține din (26):

$$A_1 = \alpha R_0 I^2 + \frac{R_0 I^2}{\tau''_{1f}} = \frac{1}{258} \cdot 0{,}044 \cdot 4{,}5^2 + \frac{0{,}044 \cdot 4{,}5^2}{95} =$$

$$= 3{,}45 \cdot 10^{-3} + \frac{890 \cdot 10^{-3}}{95} = \underline{\underline{12{,}8 \cdot 10^{-3}}}\ \text{W/°C},$$

din (25):

$$\tau'_{1f} = \tau''_{1f} \frac{A_1^2}{A_1 A_2 - (A_1 + A_2)\,\alpha R_0 I^2},$$

de unde

$$A_2 = A_1 \frac{\frac{\tau''_{1f}}{\tau'_{1f}} + \alpha R_0 I^2}{A_1 - \alpha R_0 I^2} = 12{,}8 \cdot 10^{-3} \frac{12{,}8 \cdot 10^{-3} \frac{95}{50} + 3{,}45 \cdot 10^{-3}}{12{,}8 \cdot 10^{-3} - 3{,}45 \cdot 10^{-3}} =$$

$$= 12{,}8 \cdot 10^{-3} \frac{27{,}75}{9{,}35} = \underline{\underline{37{,}8 \cdot 10^{-3}}}\ \text{W/°C}$$

din (7):

$$B_1 = T_1 (A_1 - \alpha_0 R_0 I^2) \cong 30 \cdot 9{,}35 \cdot 10^{-3} = \underline{\underline{0{,}28}}\ \text{Ws/°C}$$

din (22):

$$A = \frac{A_1 A_2}{A_1 + A_2} = \frac{12{,}8 \cdot 37{,}8}{12{,}8 + 37{,}8} \cdot 10^{-3} = \underline{\underline{9{,}56 \cdot 10^{-3}}}\ \text{W/°C}$$

din (20):

$$B_2 = T_2 (A_1 + A_2) \frac{A - \alpha R_0 I^2}{A_1 - \alpha R_0 I^2} = 900 \cdot 50{,}6 \cdot 10^{-3} \frac{9{,}56 - 3{,}45}{9{,}35} = \underline{\underline{29{,}8}}\ \text{Ws/°C} \gg B_1\ !$$

Conform relației (27), curentul maxim la care legea de încălzire exprimată de (24) mai este valabilă, are valoarea:

$$I'_0 = \sqrt{\frac{A}{\alpha R_0}} = \sqrt{\frac{9{,}56 \cdot 10^{-3}}{\frac{1}{258} \cdot 0{,}44}} = \underline{\underline{7{,}5}}\ \text{A}.$$

Supratemperatura τ''_{1f} crește nelimitat, conform relației (26), numai la un curent I_0 mai mare decît I'_0:

$$I_0 = \sqrt{\frac{A_1}{\alpha R_0}} = \sqrt{\frac{12{,}8 \cdot 10^{-3}}{\frac{1}{258} \cdot 0{,}44}} = \underline{\underline{8{,}65}}\ \text{A}.$$

Avem așadar

$$A_1 = 12{,}8 \cdot 10^{-3}\ \text{W/°C},$$
$$A_2 = 37{,}8 \cdot 10^{-3}\ \text{W/°C},$$
$$A = 9{,}56 \cdot 10^{-3}\ \text{W/°C},$$
$$B_1 = 0{,}28\ \text{Ws/°C},$$
$$B_2 = 29{,}8\ \text{Ws/°C},$$
$$I'_0 = 7{,}5\ \text{A},$$
$$I_0 = 8{,}65\ \text{A}.$$

Cu aceste valori ale constantelor completăm următoarea tabelă, pentru a obține $t_{top} = f(I)$ pentru curenții $I < I'_0$:

Tabela 1

Domeniul	I [A]	$10^3 aR_0 I^2$ [mW/°C]	$10^3 (A_1 - aR_0 I^2)$ [mW/°C]	$10^3 (A - aR_0 I^2)$ [mW/°C]	$T_1 = \frac{B_i}{A_1 - aR_0 I^2}$ [s] rel. (7)	T_2 [s] rel. (20)	τ_{2f} [°C] rel. (21)	τ''_{1f} [°C] rel. (26)	τ'_{1f} [°C] rel. (25)	$\tau_{1f} = \tau'_{1f} + \tau''_{1f}$ [°C]	t_{top} [s] rel. (28) resp. rel. (16) si (16')	τ_{2max} [°C]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Curenți mici: $I < I'_0 = 7{,}5$ A	4,5	3,45	9,35	6,11	30	900	36,8	95	50	145	—	36,8
	5	4,26	8,54	5,30	32,7	950	52,4	128,5	78,5	207	—	52,4
	5,5	5,15	7,65	4,41	36,6	1025	76	174	128	302	—	76
	6	6,13	6,67	3,43	42	1145	117	238	224	462	—	117
	6,5	7,20	5,60	2,36	50	1400	199	332	475	807	—	199
	6,6	7,40	5,40	2,16	51,8	1470	223	354	529	883	—	223
	6,7	7,62	5,18	1,94	54	1585	256	380	635	1015	—	256
	6,73	7,71	5,09	1,89	55	1710	266	391	669	1060	∞	266
	6,8	7,85	4 95	1,71	56,5	190_0	300	410	778	1188	3170	253
	6,9	8,10	4,70	1,46	59,6	220_0	362	445	962	1407	1930	234
	7	8,38	4,42	1,18	63,2	258_0	462	488	1340	1828	1230	198
	7,1	8,57	4,33	0,99	64,8	311_0	562	510	1670	2180	1025	185
	7,2	8,80	4,00	0,76	70	434_0	755	568	2420	2988	717	155
	7,3	9,05	3,75	0,51	74,8	434_0	1157	622	3960	4582	509	127
	7,4	9,30	3,50	0,26	80	794_0	2330	687	8550	9237	366	105
	7,5	9,56	3,24	0	85,4	∞	∞	76_2	∞	∞		
Curenți mari: $I > I_0 = 8{,}65$ A	9	13,75	— 0,95	— 4,19	−294			— 37,3			73,9	
	10	17	— 4,20	— 7,44	−66,8			— 10,42			54,8	
	11	20,6	— 7,80	— 11,04	−35,9			−680			33,6	
	12	24,4	— 11,60	— 14,8	−29,1			−543			31,8	
	13	28,7	— 15,90	— 19,1	−17,6			−467			20,8	
	14	33,3	— 20,50	— 23,7	−13,65			−420			17,1	
	15	38,2	— 25,40	— 28,6	−11,02			−389			14,5	
	17	49,1	— 36,30	— 39,5	— 7,7			−350			10,7	
	20	68	— 55,20	— 58,4	— 5,07			−318			7,4	
	25	106	— 93,20	— 96,4	— 3,00			−293			4,6	
	30	153	— 140,20	— 143,4	— 2,00			−282			3,12	
	35	208	— 195,20	— 198,4	— 1,44			−276			2,27	
	40	271	— 258,20	— 261,4	— 1,085			−271			1,73	
	50	426	— 413,20	— 416,4	— 0,678			−267			1,085	
	60	613	— 600,20	— 603,4	— 0,467			−263			0,758	
	80	1090	−1077,20	−1080,4	— 0,259			−262			0,42	
	100	1700	−1687,20	−1690,4	— 0,166			−260			0,269	
	150	3820	−3807,20	−3810,4	— 0,0734			−258			0,119	
	200	6800	−6787,20	−6790,4	— 0,0414			−258			0,0672	

La întocmirea tabelei, valorile introduse în diferite coloane s-au calculat cu următoarele formule:

coloana (3): $10^3 \cdot \alpha R_0 I^2 = 0{,}17\ I^2$

coloana (4); $10^3 (A_1 - \alpha R_0 I^2) = 12{,}8 - (3)$

coloana (5): $10^3 (A - \alpha R_0 I^2) = 9{,}56 - (3)$

coloana (6): $T_1 = \frac{280}{(4)}$

coloana (7): $T_2 = 590 \frac{(4)}{(5)}$

coloana (8): $\tau_{2f} = 65{,}2 \frac{(3)}{(5)}$

coloana (9): $\tau''_{1f} = 258 \frac{(3)}{(4)}$

coloana (10): $\tau'_{1f} = 3{,}24 \frac{(9)}{(5)}$

coloana (11): $\tau_{1f} = (9) + (10)$

coloana (12): $\begin{cases} \text{la curenți mici: } t_{top} = 2{,}3 \cdot (7) \cdot \lg \frac{(10)}{(11) - 1060} \\ \text{la curenți mari: } t_{top} = 2{,}3 \cdot -(6) \cdot \lg \left(1 + \frac{1060}{(9)}\right) \end{cases}$

coloana (13): $\tau_{2max} = \tau_{2f} (1 - e^{-\frac{t_{top}}{T_2}})$ la $I > I_l$, (30)

resp. $\tau_{2max} = \tau_{2f}$ la $I \leq I_l$.

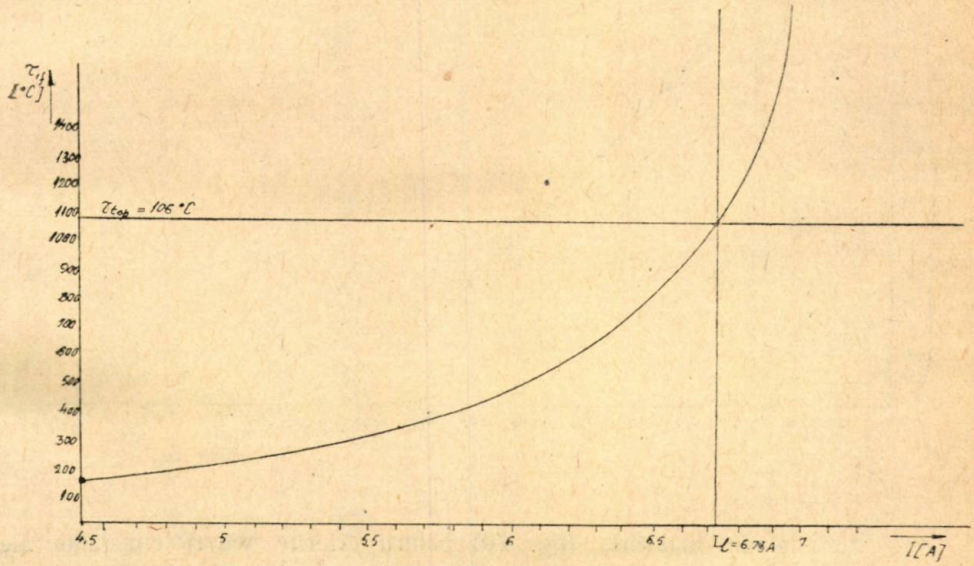


Fig. 8

La curenți foarte mari, expresia (16'), ne dă:

$$t_{top} \cong \frac{B_1}{\alpha R_0 I^2} \cdot \ln (1 + \alpha \tau_{top}) = \frac{0{,}28 \cdot 258 \cdot 2{,}3}{0{,}444 I^2} \lg \left(1 + \frac{1060}{258}\right) = \frac{2670}{I^2} \cdot$$

Această expresie ne permite să completăm tabloul cu t_{top} şi pentru curenţi mai mari de 300 A. De altfel relaţia (16′) sugerează folosirea unor scări logaritmice la reprezentarea caracteristicii de topire. Intr-adevăr logaritmînd expresia (16′) obţinem

$$\log t_{top} = \log C - 2 \log I, \tag{31}$$

adică expresia unei drepte în sistemul de reprezentare ales.

Pe baza tabloului întocmit s-au construit următoarele diagrame:

— diagrama $\tau_{1f} = f(I)$, fig. 8;

— caracteristica de topire, fig. 9;

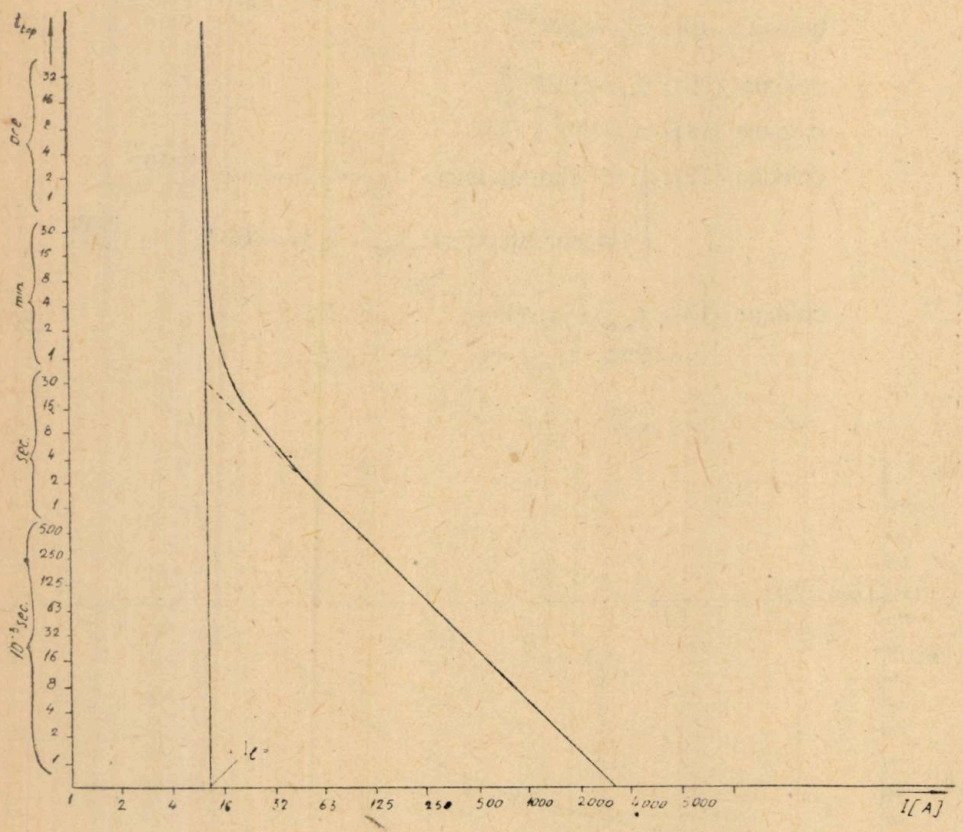


Fig. 9

— curbele de încălzire, (fig. 10) pentru diferite valori constante ale curentului $I < I'_0$. Acestea ne permit prin intersectarea lor cu dreapta $\tau_1 = \tau_{top}$, să se verifice caracteristica de topire din fig. 9;

— diagrama $\tau_{2max} = f(I)$, fig. 11.

Caracteristica de topire din fig. 9 obţinută pe cale de calcul a fost verificată experimental, bineînţeles într-un singur punct (deoarece, odată

fuzibilul topit, experiența nu se poate repeta în exact aceleași condiții). S-a găsit pentru $I=7{,}2$ A, $t_{top}=702$ s, valoarea calculată fiind de 717 s.

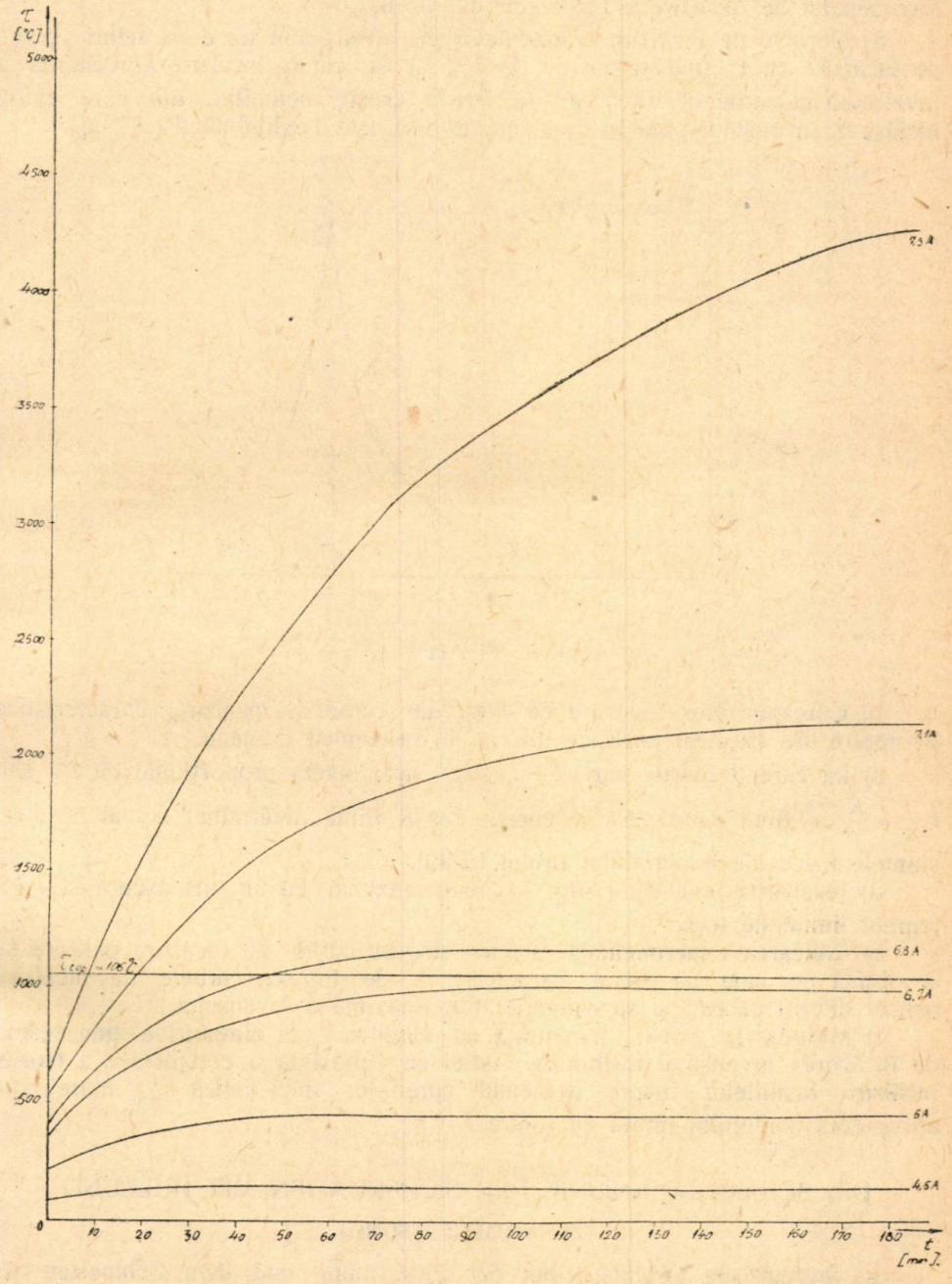


Fig. 10

4 Concluzii

Înşirăm pe scurt cele mai importante concluzii ce se pot trage din analiza fenomenului de încălzire a fuzibilelor cu înveliş:

a) Curbele de încălzire a fuzibilelor cu înveliş sînt de două feluri: curbe de încălzire cu τ_f finit şi pozitiv (la $I < I_0$) şi cu o încălzire apreciabilă a învelişului şi curbe de încălzire la care τ creşte nelimitat, din care cauză încălzirea învelişului pînă la momentul topirii este neglijabilă (la $I > I_0$).

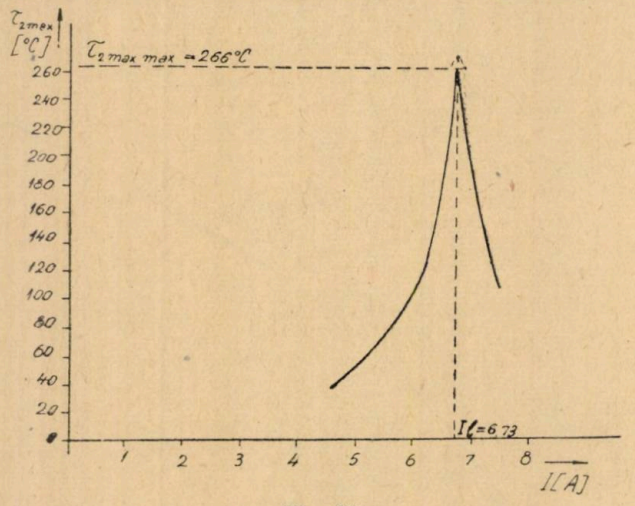


Fig. 11

b) Corespunzător celor două feluri de curbe de încălzire, caracteristica de topire are expresii analitice diferite în cele două domenii.

c) La curenţi foarte mari ($I \gg I_0$), t_{top} este invers proporţional cu I^2, sau $t_{top} = \frac{K}{J^2}$, J fiind densitatea de curent, iar K fiind determinat numai de constantele fizice ale materialului firului fuzibil.

d) Încălzirea învelişului (fig. 11) este maximă, cu un vîrf ascuţit la $I = I_f$ (curent limită de topire).

e) Ridicarea experimentală a unei singure curbe de încălzire permite să se obţină pe cale de calcul: caracteristica de topire, curbele de încălzire pentru diferiţi curenţi şi supratemperatura maximă a învelişului.

f) Metoda de calcul prezentată nu neglijează, ci dimpotrivă ţine seama de încălzirea învelişului fuzibilului. Astfel ea reprezintă o completare a teoriei încălzirii fuzibilelor înspre domeniul curenţilor mici (adică τ_{top} mare), din apropierea curentului limită de topire I_f.

DIE SCHMELZKENNLINIE DER SICHERUNGEN MIT HÜLLUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es werden die Vorgänge bei der Erwärmung und dem Schmelzen der Sicherungen mtt Hüllung untersucht. Diese, wird es gezeigt, beeinträchtigt die

Abschmelzzeit bei verhältnismässig kleinen Strömen, wobei sich die Hülle besonders stark erwärmen kann. Die theoretischen Erwägungen sind durch einen Versuch illustriert.

О ХАРАКТЕРИСТИКЕ ПЛАВЛЕНИЯ ПРЕДОХРАНИТЕЛЕЙ С ОБОЛОЧКОЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Анализируется явление подогрева и расплавления плавких предохранителей с оболочкой, обобщая классическую теорию в которой не принимается во внимание подогрев среды вокруг нити.

Указывается что влияние этого фактора существенно при относительно малых плавильных токах, когда оболочка может подогреваться на высоких температурах.

Теоретические предпосылки иллюстрируются конкретным случаем провереным экспериментально.

CONTRIBUȚIUNI LA STUDIUL ȘI CALCULUL UNOR RELEE ELECTRONICE ALIMENTATE ÎN CURENT ALTERNATIV

DE

ALEX. ROGOJAN

Releele electronice, alimentate direct în curent alternativ, prezintă avantajul unei construcții economice și pot fi folosite în multe domenii ale tehnicii.

In cele ce urmează vom studia și vom stabili modul de dimensionare a două tipuri de relee. Acestea sînt:

I. Releu electronic cu curent foarte mic prin contactul de comandă.

II. Releu electronic de timp.

I. Releu electronic cu curent foarte mic prin contactul de comandă

Schema unui astfel de releu poate fi aceea din fig. 1. Bobinajul releului electromagnetic, ce poate fi prevăzut și cu o priză, ca în figură, are rezistența R_k. El este conectat în circuitul catodic al tubului. In paralel cu bobina se află condensatorul C, a cărui capacitate este suficient de mare pentru a putea considera tensiunea la bornele lui constantă. In practică acest lucru este, pe deoparte, posibil, iar pe de altă parte este necesar pentru ca armătura releului să nu vibreze. Contactul de comandă, prin care curentul trebuie să fie foarte mic, este K. In circuitul grătarului avem conectată rezistența R_g. Intreaga schemă este alimentată de la rețea prin transformatorul T.

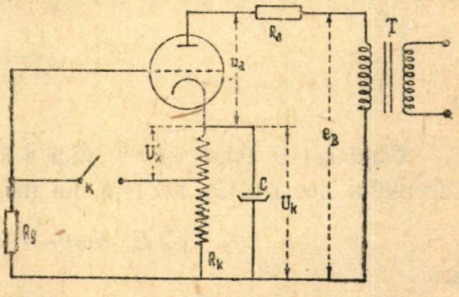


Fig. 1

In timpul funcționării, cînd contactul K este deschis, valoarea medie a curentului anodic I_a, trebuie să fie mai mică decît curentul de anclanșare al releului electromagnetic, iar cînd K este închis, valoarea lui I_a trebuie să fie mai mare decît a curentului de anclanșare.

Pentru dimensionare va trebui să găsim expresia curentului anodic mediu I_a, a curentului anodic maxim $I_{a\,max}$ și a curentului I_k prin contactul K,

atunci cînd se cunoaşte tensiunea E_B, rezistenţele R_a, R_k şi R_g, precum şi caracteristicile tubului electronic întrebuinţat. Se presupune că rezistenţa ohmică în secundarul transformatorului este neglijabilă. Considerînd circuitul anodic al tubului din fig. 1, putem scrie:

$$e_B = i_a \cdot R_a + U_k + U_a. \tag{1}$$

Ţinînd seamă de caracteristicile idealizate ale tubului avem:

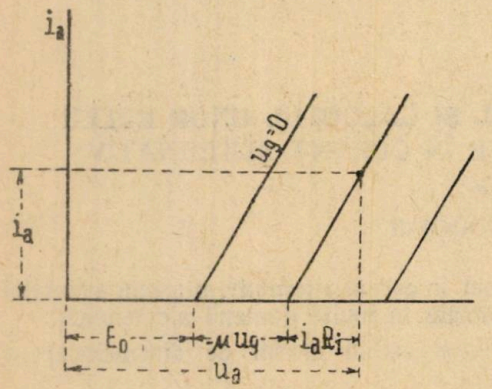


Fig. 2

$$u_a = E_0 - \mu u_g + i_a \cdot R_i. \tag{2}$$

Introducînd pe (2) în (1), ţinînd seama de relaţia

$$U_k = I_a \cdot R_k \tag{3}$$

şi scoţînd pe i_a, avem [1]

$$i_a = \frac{e_B - I_a \cdot R_k + \mu u_g - E_0}{R_i + R_a}. \tag{4}$$

Pe de altă parte se vede din fig. 1 că putem scrie:

$$\left.\begin{aligned} p &= \frac{U_k'}{U_k} \\ u_g &= -pU_k = -pI_a \cdot R_k \\ e_B &= \sqrt{2}\, E_B \cos \omega t \\ R_a &= 0. \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

Introducînd relaţiile (5) în (4) obţinem:

$$i_a = \frac{\sqrt{2}\, E_B \cos \omega t - (1+\mu p)\, I_a \cdot R_k - E_0}{R_i}. \tag{6}$$

Cînd $i_a = 0$ avem $\omega t = \theta$. Aici θ reprezintă tocmai unghiul de deschidere a curentului anodic. Cu aceasta din (6) avem:

$$\sqrt{2}\, E_B \cos \theta - I_a \cdot R_k (1+\mu p) - E_0 = 0 \tag{7}$$

sau

$$I_a = \frac{\sqrt{2}\, E_B \cos \theta - E_0}{R_k (1+\mu p)}. \tag{8}$$

Din această relaţie nu se poate determina I_a, deoarece θ nu este cunoscut. Să mai scriem deci o relaţie între I_a şi θ.

Valoarea medie a curentului anodic poate fi exprimată cu ajutorul expresiei (6) sub forma:

$$I_a = \frac{1}{2\pi}\int_{-\theta}^{+\theta} i_a\, d(\omega t) =$$

$$= \frac{1}{2\pi \cdot R_i}\left\{\sqrt{2}\,E_B \int_{-\theta}^{+\theta} \cos(\omega t)\, d(\omega t) - [I_a \cdot R_k(1+\mu p) + E_0]\int_{-\theta}^{+\theta} d(\omega t)\right\} \tag{9}$$

sau

$$I_a = \frac{1}{\pi \cdot R_i}\left\{\sqrt{2}\,E_B \sin\theta - [(1+\mu p)\, I_a \cdot R_k + E_0]\,\theta\right\} \tag{10}$$

Scoțînd pe I_a avem:

$$I_a = \frac{\sqrt{2}\,E_B \sin\theta - E_0 \cdot \theta}{\pi \cdot R_i + (1+\mu p)\,\theta\, R_k}. \tag{11}$$

Eliminînd pe I_a între (8) și (11) obținem relația pentru unghiul de deschidere θ. Avem:

$$\frac{\sqrt{2}\,E_B \cos\theta - E_0}{(1+\mu p)\,R_k} = \frac{\sqrt{2}\,E_B \sin\theta - E_0\,\theta}{\pi \cdot R_i + (1+\mu p)\,\theta\, R_k}. \tag{12}$$

In această relație sînt cunoscute toate mărimile afară de θ. După transformări, relația (12) ia forma:

$$(1+\mu p) \cdot R_k \sqrt{2}\,E_B(\theta\cos\theta - \sin\theta) + \pi \cdot R_i \sqrt{2}\,E_B \cos\theta = \pi \cdot R_i\, E_0 \tag{13}$$

sau

$$\frac{(1+\mu p)\,R_k}{\pi \cdot R_i}(\theta\cos\theta - \sin\theta) + \cos\theta = \frac{E_0}{\sqrt{2}\cdot E_B}. \tag{14}$$

Notăm cu

$$a = \frac{E_0}{\sqrt{2}\,E_B}$$
$$b = \frac{(1+\mu p)\cdot R_k}{\pi \cdot R_i}. \tag{15}$$

Relația (14) devine:

$$b(\theta\cos\theta - \sin\theta) + \cos\theta = a. \tag{16}$$

Din această ecuație putem determina pe θ, care, introdus în (8) sau (11) ne permite determinarea curentului mediu I_a.

In calculele de proiectare preferăm relația (11) care introduce erori mai mici, deoarece în practică θ este suficient de mare, pentru ca primul termen de la numărătorul ecuației (11) să fie sensibil mai mare ca termenul al 2-lea și deci să nu apară cazul diferenței a două mărimi aproape egale care, introduce erori mari în rezultat. Pentru aceste cazuri, relația (8) este dezavantajoasă.

Ecuația (16) fiind transcendentă, nu se poate rezolva analitic, de aceea o vom rezolva grafic. Astfel se calculează și se trasează curbele $a = f(\theta)$ pentru b = constant. Se iau pentru b valorile 0, 0,1, 0,2, 0,3, 0,4, 0,5, 1, 2, 3, 4, 5 și 10 care corespund problemelor practice. Pentru θ se iau valori din 10°

în 10° cuprinse între 0°—90°. Valorile rezultate pentru a sînt prezentate în fig. 3.

Pentru dimensionare, se calculează deci cu ajutorul relaţiei (15) valorile pentru a şi b, iar cu ajutorul lor se determină grafic, din fig. 3, unghiul de deschidere θ. Cu acesta din relaţia (11) se determină I_a.

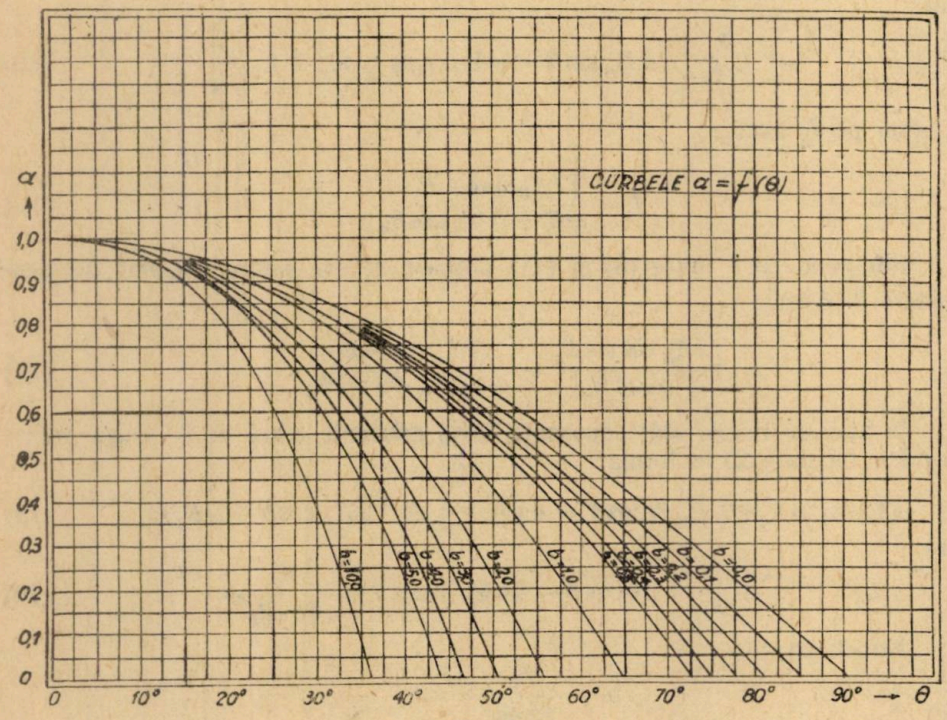


Fig. 3

Expresia (6) ne permite să calculăm valoarea maximă $I_{a\,max}$ a curentului anodic care, este importantă pentru funcţionarea lămpii. Această valoare o obţinem pentru $\omega t = 0$. Avem

$$I_{a\,max} = \frac{\sqrt{2} \cdot E_B - (1+\mu p)\, I_a \cdot R_k - E_0}{R_i}. \tag{17}$$

Curentul I_k prin întrerupătorul K, se calculează cu ajutorul rezistenţei R_g şi a tensiunii de la bornele ei cînd K este închis. Avem:

$$I_k = \frac{U_k - U'_k}{R_g} = (1-p)\frac{I_a \cdot R_k}{R_g}. \tag{18}$$

Exemplu de calcul şi verificare experimentală

In scopul dimensionării, să determinăm curenţii în schema releului electronic din fig. 4. Tubul electronic întrebuinţat este o triodă 6C5. Datele

tubului pot fi luate din catalog. Pentru o mai concludentă comparaţie între rezultatele obţinute prin calcul şi pe cale experimentală, au fost ridicate

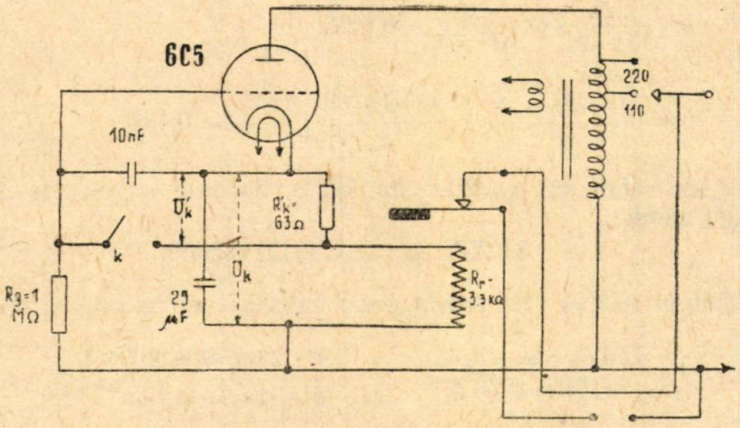


Fig. 4

experimental caracteristicile exemplarului întrebuinţat şi pe baza lor s-au obţinut următoarele date:

$$U_a = 250\ \text{V};\quad U_g = -8\ \text{V};\quad I_a = 8\ \text{mA};\quad R_i = 10\ \text{k ohm},$$

$\mu = 20$. S-a ales o rezistenţă $R_g = 1$ M ohm.

Releul electromagnetic întrebuinţat are o rezistenţă ohmică $R_r = 3{,}3$ K ohm, curentul mediu de anclanşare $I_{ancl} = 6{,}6$ mA. Rezistenţa $R'_k = 63$ ohm, este prevăzută pentru ca la închiderea contactului de comandă K, grătarul să păstreze un potenţial negativ faţă de catodă, prin care se limitează curentul anodic, iar pe de altă parte pentru ca componenta curentului prin contactul K, dată de curentul pe grătar al tubului, să fie neglijabilă. Condensatorul de 10 nF este introdus pentru a evita apariţia, între grătar şi catodă, a unor tensiuni de înaltă frecvenţă induse, care ar perturba funcţionarea corectă a releului.

Ţinînd seamă de datele tubului, conform cu relaţia (2), putem determina pe E_0. Avem:

$$E_0 = u_a + \mu u_g - i_a \cdot R_i = 250 - 20 \cdot 8 - 8 \cdot 10^{-3} \cdot 10 \cdot 10^3 = 10\ \text{V}.$$

Dacă caracteristicile anodice ne stau la dispoziţie, tensiunea E_0 poate fi determinată şi grafic.

A. Pentru cazul cînd contactul K este închis, avem, conform cu (5):

$$p = \frac{U'_k}{U_k} = \frac{R'_k \cdot I_a}{R_k \cdot I_a} = \frac{R'_k}{R'_k + R_r} = \frac{63}{3363} \cong 18{,}7 \cdot 10^{-3}$$

unde

$$R_k = R'_k + R_r$$

Aici am ţinut seama de faptul că $R_g \gg R_r$.

Tensiunea alternativă de alimentare a circuitului anodic este $E_B = 220$ V. Din relaţiile (15) determinăm constantele a şi b. Avem:

$$a = \frac{E_0}{\sqrt{2} \cdot E_B} = \frac{10}{1{,}41 \cdot 220} = 0{,}0322$$

$$b = \frac{(1+\mu p) R_k}{\pi \cdot R_i} = \frac{(1+20 \cdot 18{,}7 \cdot 10^{-3}) 3363}{3{,}14 \cdot 10^4} = 0{,}147.$$

Cu aceste valori, din graficul din fig. 3, obţinem unghiul de deschidere a curentului anodic:

$$\theta = 81°30' \quad \text{sau} \quad \theta = 1{,}422 \text{ radiani.}$$

Cu ajutorul relaţiei (11) putem acum calcula curentul anodic mediu:

$$I_a = \frac{\sqrt{2} E_B \cdot \sin\theta - E_0 \cdot \theta}{\pi \cdot R_i + (1+\mu p) R_k} = \frac{1{,}41 \cdot 220 \cdot 0{,}989 - 10 \cdot 1{,}422}{3{,}14 \cdot 10^4 + (1+20 \cdot 18{,}7 \cdot 10^{-3}) 3363} =$$

$$= 8{,}12 \cdot 10^{-3} \text{ A.}$$

Din relaţia (17) calculăm curentul anodic maxim

$$I_{a\,max} = \frac{\sqrt{2} E_B - (1+\mu p) I_a \cdot R_k - E_0}{R_i} = \frac{311 - 4620 \cdot 8{,}12 \cdot 10^{-3} - 10}{10^4} =$$

$$= 26{,}33 \cdot 10^{-3} \text{ A.}$$

Curentul I_k, prin contactul K, îl calculăm cu ajutorul relaţiei (18). Avem:

$$I_k = (1-p) \frac{I_a \cdot R_k}{R_g} = (1 - 0{,}0187) \frac{8{,}12 \cdot 10^{-3} \cdot 3363}{10^6} = 27{,}4 \cdot 10^{-6} \text{ A.}$$

B. Pentru cazul cînd contactul K este deschis, avem în mod analog din (5):

$$p = \frac{U_k}{U_k} = 1.$$

Din (15) avem:

$$a = 0{,}0322$$

$$b = \frac{21 \cdot 3363}{3{,}14 \cdot 10^4} = 2{,}25,$$

cu care obţinem:

$$\theta = 54° 30'.$$

Din (11) avem:

$$I_a = \frac{311 \cdot 0{,}814 - 10 \cdot 0{,}9512}{3{,}14 \cdot 10^4 + 21 \cdot 3363} = 2{,}38 \cdot 10^3 \text{ A.}$$

Măsurînd curenţii determinaţi prin calcul mai sus, la aparatul construit, au fost obţinute rezultatele trecute mai jos:

Poziţia contactului K	I_a mA		I_k A	
	calculat	măsurat	calculat	măsurat
închis	8,12	7,9	27,4	26
deschis	2,38	2,6	—	—

Se vede că rezultatele experimentale sînt foarte apropiate de cele obţinute prin calcul.

Curentul de anclanşare a releului electromagnetic, cum am văzut, este de 6,6 mA, ceea ce înseamnă că releul este acţionat sigur la închiderea şi deschiderea întrerupătorului K, deoarece curentul I_a ce curge în circuit după cum se vede din tabelă este mai mare respectiv mai mic ca 6,6 mA.

Un important avantaj al schemei, este reprezentat de curentul foarte redus prin întrerupătorul de comandă (26 μA).

Un releu electronic construit după schema din fig. 4 funcţionează deosebit de bine la un termostat, la care K este un contact termometric. Curentul I_k, foarte mic, face ca să nu apară scîntei la contactul termometric şi, menţinerea temperaturii constante se face cu mare precizie.

II. Releu electronic de timp

Să considerăm releul de timp, alimentat în curent alternativ, a cărui schemă este prezentată în fig. 5. Mai multe relee de acest gen, pot servi pentru comandarea agregatelor de sudură electrică.

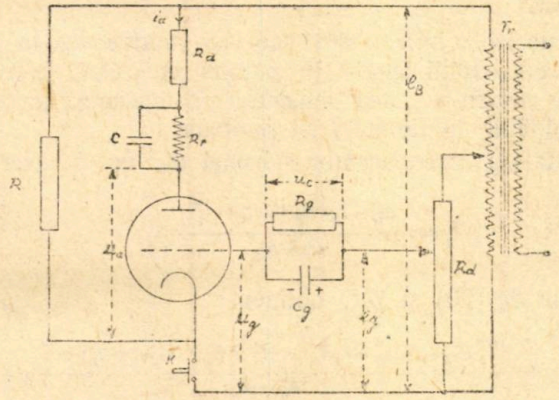


Fig. 5

Cît timp întrerupătorul K este deschis, catoda şi grătarul lămpii electronice funcţionează ca o diodă într-un circuit de redresare a unei singure semiperioade. In circuitul de redresare acţionează tensiunea e_B—e_g. Ea încarcă

prin intermediul rezistenței R, condensatorul C_g la o tensiune aproape egală cu tensiunea de vîrf. Putem deci scrie:

$$U_c = \sqrt{2}(E_B - E_g). \tag{19}$$

Polaritatea este cea din figură. In timpul încărcării tensiunea anodică pentru triodă este dată de căderea de tensiune pe rezistența R. Cînd condensatorul C_g este încărcat complet, curentul prin R devine practic nul și tensiunea anodică de asemenea.

Inchizînd contactul K, circuitul anodic al triodei este alimentat cu tensiunea anodică alternativă, de valoare momentană:

$$e_B = \sqrt{2} E_B \cdot \cos \omega t. \tag{20}$$

Tensiunea între grătar și catodă devine:

$$u_g = e_g + u_c = \sqrt{2} E_g \cos \omega t + u_c. \tag{21}$$

Condensatorul C_g începe să se descarce prin rezistența R_g și tensiunea negativă de la bornele lui scade în valoare absolută relativ încet, corespunzător constantei de timp $R_g \cdot C_g$ mari. Ca urmare a acestui fapt curentul anodic mediu crește și după timpul t, atinge valoarea curentului de anclanșare a releului R_r, conectat în circuitul anodic în serie cu R_a, și el își atrage armătura. Se vede imediat că timpul t depinde de constanta de timp $R_g C_g$ și de valoarea tensiunii inițiale U_c, la care s-a încărcat condensatorul și, în consecință, de poziția cursorului pe divizorul de tensiune R_d.

Se pune problema să determinăm timpul t ce trece din momentul închiderii întrerupătorului K și pînă cînd curentul anodic mediu atinge valoarea de anclanșare a releului. Va trebui deci să găsim cum variază I_a cu timpul, în schema noastră.

Pentru aceasta să admitem, din aceleași motive ca în cazul precedent, că valoarea C a capacității legate în paralel cu releul electromagnetic, este suficient de mare pentru a putea considera că tensiunea la bornele lui variază foarte puțin (neglijabil) în timpul unei perioade.

Scriind relația (4) corespunzător schemei din fig. 5, avem:

$$i_a = \frac{e_B - I_a \cdot R_r + \mu u_g - E_0}{R_i + R_a}. \tag{22}$$

Ținînd seama de (20) și (21) obținem:

$$i_a = \frac{\sqrt{2} E_B \cos \omega t - I_a R_r + \mu (\sqrt{2} E_g \cos \omega t + u_c) - E_0}{R_i + R_a}. \tag{23}$$

Cînd $i_a = 0$ avem $\omega t = \theta$, ce reprezintă unghiul de deschidere a curentului anodic. Avem:

$$\sqrt{2} E_B \cos \theta - I_a \cdot R_r + \mu \sqrt{2} E_g \cos \theta + \mu u_c - E_0 = 0. \tag{24}$$

De aici scoatem pe I_a. Avem:

$$I_a = \frac{\sqrt{2}(E_B+\mu E_g)\cos\theta+\mu u_c-E_0}{R_r}. \tag{25}$$

In mod analog ca și în primul caz θ nu e cunoscut în această relație. O a doua relație între I_a și θ, necesară pentru determinarea lui θ, o găsim scriind valoarea medie a curentului anodic dat de (23), în timpul unei perioade. Ținînd seamă că în timpul unei perioade, u_c poate fi considerată constantă, avem:

$$I_a = \frac{1}{2\pi}\int_{-\theta}^{+\theta} i_a\, d(\omega t) = \frac{1}{2\pi}\cdot\frac{1}{R_i+R_a}\left[2\sqrt{2}(E_B+\mu E_g)\sin\theta - 2(I_a\cdot R_r-\mu u_c+E_0)\theta\right]. \tag{26}$$

Scoțînd de aici pe I_a, avem:

$$I_a = \frac{\sqrt{2}(E_B+\mu E_g)\sin\theta-(E_0-\mu u_c)\theta}{\pi(R_i+R_a)+R_r\cdot\theta}. \tag{27}$$

Eliminînd pe I_a, între relațiile (25) și (27) obținem relația:

$$\frac{R_r}{\pi(R_i+R_a)}(\theta\cos\theta-\sin\theta)+\cos\theta = \frac{E_0-\mu\cdot u_c}{\sqrt{2}(E_B+\mu E_g)}, \tag{28}$$

sau:

$$b(\theta\cos\theta-\sin\theta)+\cos\theta = a. \tag{29}$$

Relația (29) are aceeași formă cu relația (16) din cazul precedent, dar aici coeficienții au valorile:

$$a = \frac{E_0-\mu u_c}{\sqrt{2}(E_B+\mu E_g)}; \qquad b = \frac{R_r}{\pi(R_i+R_a)}. \tag{30}$$

Prin urmare curbele din fig. 3 pot fi întrebuințate și pentru rezolvarea ecuației (29).

După cum se vede din (27), curentul mediu I_a este funcție de u_c atît direct cît și prin intermediul lui θ. Intr-adevăr în relația (29), care determină pe θ, intră coeficientul a care după cum se vede din (30) depinde de u_c. Pe de altă parte ținînd seamă de (19) putem scrie relația:

$$\left.\begin{aligned} u_c &= U_c\cdot e^{-\frac{t}{\tau}} = \sqrt{2}(E_B-E_g)\,e^{-\frac{t}{R_g\cdot C_g}} \\ \text{sau:}\quad t &= \tau\ln\frac{\sqrt{2}(E_B-E_g)}{u_c}. \end{aligned}\right\} \tag{31}$$

Prin urmare sistemul de ecuații (27), (28) și (31) determină legătura între I_a și t. Acest sistem datorită ecuațiilor transcendente ce intră în el, nu poate fi rezolvat analitic, decît pe cale grafică.

De fapt în practică se cere a se determina tensiunea E_g (poziția cursorului divizorului de tensiune R_d) necesară pentru a asigura un anumit timp de

întîrziere t, atunci cînd se cunosc: tensiunea alternativă din circuitul anodic E_B, curentul de anclanşare al releului $I_{a\,ancl.}$, rezistenţa releului R_r, rezistenţa din circuitul anodic R_a, constanta de timp $\tau = R_g C_g$, precum şi caracteristicile tubului electronic întrebuinţat (E_0, R_i şi μ). Rezolvarea sistemului de mai sus ne va da răspunsul cerut.

Pentru aceasta calculăm şi trasăm curbele:

$$I_a = f(u_c) \quad \text{pentru } E_g = \text{const.} \tag{32}$$

Procedăm în felul următor. Pentru un anumit E_g dăm diferite valori lui u_c. Cu ajutorul relaţiilor (30) calculăm valorile corespunzătoare ale coeficienţilor a şi b. Cu aceste valori din curbele fig. 3, determinăm unghiurile θ de deschidere a curentului anodic. Din relaţia (27), care furnizează rezultatele mai exacte ca (25), calculăm valorile aferente pentru I_a. Luînd pe u_c în abscise (u_c are valori negative) şi pe I_a în ordonate obţinem una din curbele familiei (32). Procedăm la fel pentru alte valori ale lui E_g şi obţinem astfel întreaga familie de curbe reprezentate de relaţia (32). Menţionăm că u_c nu poate obţine, în valoarea absolută valori mai mici ca $\sqrt{2}\cdot E_g$, deoarece condensatorul C_g se încarcă prin curentul de grătar, la tensiunea de vîrf $\sqrt{2}\cdot E_g$.

Fiecare curbă, ce corespunde unei anumite valori a parametrului E_g, furnizează valori utilizabile pentru curent numai pentru valori ale lui u_c limitate de $\sqrt{2}E_g$, ca valoare absolută minimă, şi de valoarea absolută a lui u_c căreia îi corespunde $a = 1$ sau $\theta = 0°$, respectiv $I_a = 0$.

Avînd familia de curbe $I_a = f(u_c)$ şi cunoscînd curentul mediu de anclanşare $I_{a\,ancl}$, al releului electromagnetic, ducem o paralelă cu axa absciselor la distanţa $I_{a\,ancl}$, ca în fig. 6.

Abscisia unui punct de intersecţie a acestei paralele, cu o curbă corespunzătoare unei anumite tensiuni de grătar E_{g_1}, reprezintă tensiunea u_{c_1} la care curentul anodic mediu atinge valoarea $I_{a\,ancl}$, atunci cînd tensiunea alternativă de grătar este E_{g_1}. In mod asemănător obţinem alte perechi de valori E_{g_2}, u_{c_2}; E_{g_3}, u_{c_3}; ... E_{g_n}, u_{cn}.

Dar tensiunile u_{c_1}, u_{c_2} ... u_{cn} la care curentul anodic devine egal cu curentul de anclanşare, se ating după intervalele de timp t_1, t_2, ... de la închiderea contactului K.

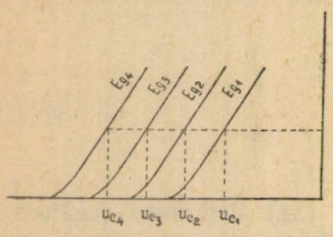


Fig. 6

Din relaţia (31) se vede că avem

$$\begin{aligned} t_1 &= R_g C_g \ln \frac{\sqrt{2}(E_B - E_{g_1})}{u_{c_1}} \\ &\cdots\cdots\cdots \\ &\cdots\cdots\cdots \\ t_n &= R_g C_g \ln \frac{\sqrt{2}(E_B - E_{g_n})}{u_{c_n}}. \end{aligned} \tag{33}$$

Cu ajutorul acestei relaţii determinăm deci timpii de întîrziere $t_1, t_2, \ldots, t_n$ ce corespund tensiunii alternative de grătar E_{g_1}, E_{g_2}, ..., E_{g_n}, şi curentului $I_{a\,ancl}$.

Aceste valori ne permit să trasăm familia de curbe

$$t=f(E_g) \text{ pentru } I_a \text{ const,} \tag{34}$$

ce reprezintă soluția căutată.

Mai e necesar să vedem cum se face încărcarea condensatorului C_g. In timpul t_d cît contactul K este deschis, condensatorul C_g trebuie să se încarce la o tensiune egală cu valoarea de vîrf $\sqrt{2}\cdot(E_B-E_g)$. Ținînd seama că pentru $\frac{t_d}{\tau'}=6{,}9$, [2], încărcarea condensatorului se face la o tensiune ce diferă cu $1^0/_{00}$ față de tensiunea unei surse de curent continuu ce încarcă condensatorul, și avînd în vedere că la noi încărcarea se face la tensiunea alternativă, luăm pentru orientare o valoare rotundă, anume:

$$\tau'=R\cdot C_g \leq \frac{t_d}{10}. \tag{35}$$

Din această relație se poate determina R.

In cazul cînd t_d este impus și nu poate fi suficient de mare, se poate face un calcul mai exact al constantei de timp τ', care asigură încărcarea condensatorului pînă la valoarea $\sqrt{2}(E_B-E_g)$.

Observație. Pentru ca precizia cu care se păstrează etalonarea să fie cît mai mare, este necesar ca timpul t, după care anclanșează releul, să corespundă unui punct pe curba de descărcare $u_c=f(t)$, a condensatorului C_g, în care panta e mare. Ținînd seama de curba de descărcare a unui condensator peste o rezistență, aceasta are loc cît timp este împlinită condiția:

$$\frac{t}{\tau} \leq 2 \div 2{,}5. \tag{36}$$

Exemplu de calcul și verificare experimentală

Să considerăm releul cu schema din fig. 5, avînd următoarele date: $E_B=180$ V; $I_{a\ ancl.}=7{,}5$ mA; $R_r=1000$ ohm; $R_a=2000$ ohm; $R_g=2{,}5$ M ohm; $C_g=1$ μF și $\tau=2{,}5$ sec. Tubul electronic folosit este $AD1$, cu $E_0=30$ V, $R_i=670$ ohm și $\mu=4$. Luăm $R=20000$ ohm deci $\tau'=20000\cdot 1\cdot 10^{-6}=0{,}02$ sec. Conform cu (35) t_d minim poate atinge 0,2 sec. Construim, așa cum s-a arătat, familia de curbe (32) $I_a=f(u_c)$ pentru $E_g=$ct.

Luăm pentru parametrul E_g valori din 10 în 10 Volt, cuprinse între 0 și 60 Volt, iar pentru u_c valori din 10 în 10 Volt, între limitele care furnizează valori utile pentru I_a. Se obțin în felul acesta curbele din fig. 7.

Paralela cu axa absciselor, trasată pentru $I_a=7{,}5$ mA, furnizează pentru E_g și u_c valorile trecute în tabloul de mai jos.

Cu ajutorul expresiilor (33) se calculează intervalele de timp t ce se scurg din momentul închiderii lui K pînă în momentul cînd curentul anodic mediu atinge valoarea curentului de anclanșare a releului.

Timpul total de întîrziere t_t se compune din timpul t și timpul de întîr-

ziere a releului electromagnetic t_r, ce trece din momentul atingerii curentului de anclanşare pînă la închiderea contactelor, adică avem:

$$t_t = t + t_r . \tag{37}$$

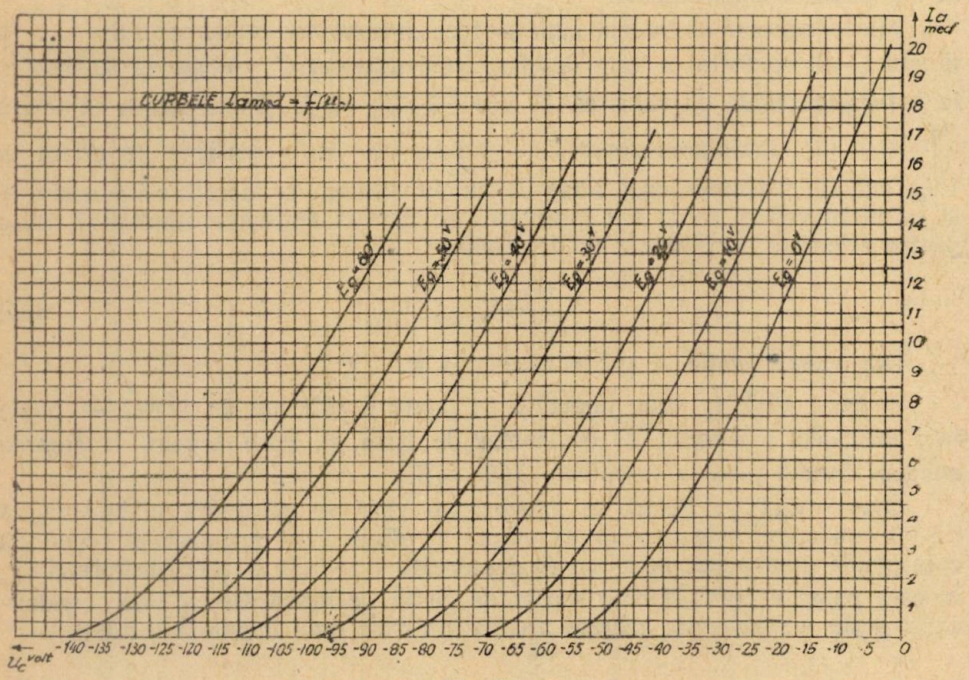


Fig. 7

Timpul t_r se determină experimental prin măsurătoare. In tabloul de mai jos sînt trecute valorile timpului, obţinute atît prin calcul cît şi prin măsurătoare, în scopul verificării experimentale a metodei.

$E_B = 180$ Volt; $I_{a\ ancl.} = 7{,}5$ mA; $R_r = 1000$ ohm
$R_a = 2000$ ohm; $\tau = R_g \cdot C_g = 2{,}5$ sec, $t_r = 0{,}04$ sec

Nr. crt.	E_g Volt	u_c Volt	t sec calculat	t_t	
				calculat	măsurat
1	0	28,5	5,48	5,52	5,73
2	10	41	4,42	4,46	4,62
3	20	53,5	3,51	3,55	3,76
4	30	66	2,92	2,96	3,03
5	40	78,7	2,31	2,35	2,36
6	50	92	1,73	1,77	1,74
7	60	104,7	1,21	1,25	1,16

In fig. 8 aceste rezultate sînt reprezentate grafic.

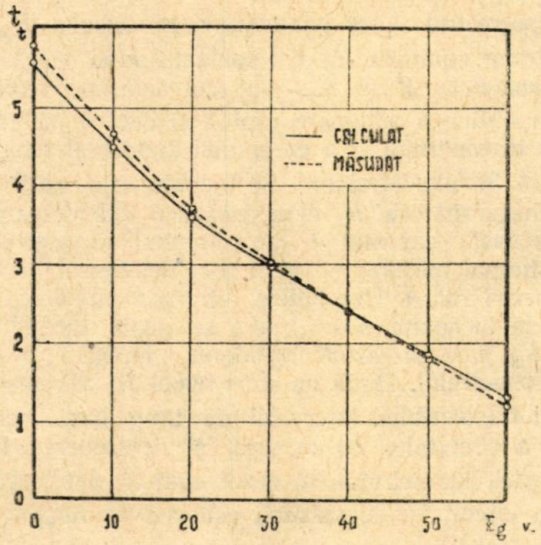


Fig. 8

Se vede că și pentru timpul cel mai lung, $t = 5{,}48$ sec este respectată condiția (36). Avem anume:

$$\frac{t}{\tau} = \frac{5{,}48}{2{,}5} \cong 2{,}2 < 2{,}5.$$

Din tablou se observă că timpul total măsurat este foarte aproape de cel calculat, ceea ce verifică metoda de calcul folosită.

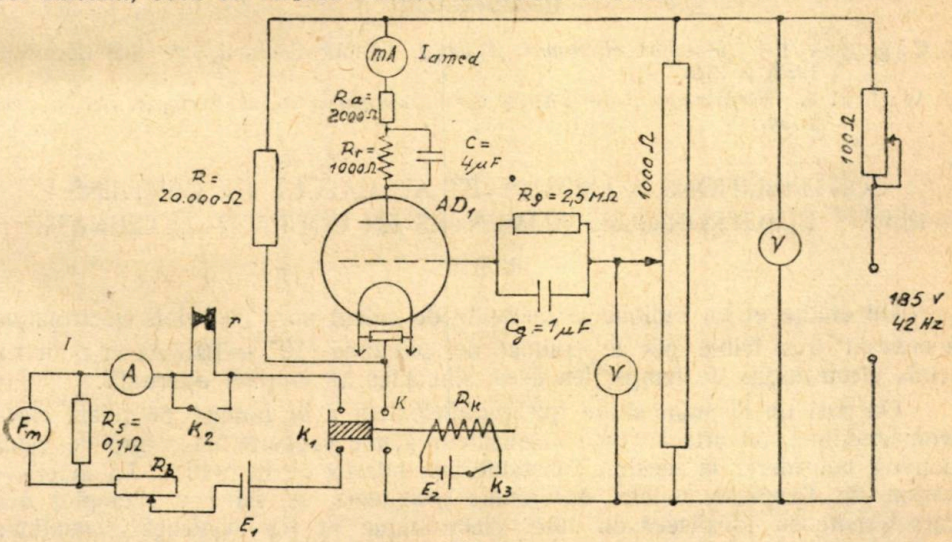


Fig. 9

Verificarea experimentală, s-a făcut cu ajutorul schemei din fig. 9.

Pentru măsurarea timpului se întrebuinţează un fluxmetru. Acesta, shuntat cu rezistenţa $R_s=0{,}1$ ohm, este conectat în serie cu rezistenţa de reglaj R_b, cu ampermetrul A, cu contactul r al releului R_r, cu contactul K_1 şi cu sursa de curent continuu E_1. Cu contactul r se leagă în paralel întrerupătorul K_2. Contactele K şi K_1, sînt contacte ale releului R_k, care s-a prevăzut pentru a obţine o acţionare rapidă şi deci o închidere practic simultană a circuitului fluxmetrului şi a curentului anodic al tubului.

Se procedează în felul următor: Se închide mai întîi întrerupătorul K_2. Se închide apoi întrerupătorul K_3 care provoacă închiderea contactului K_1. Se reglează după aceasta curentul I din circuitul fluxmetrului la o valoare potrivită, pentru timpul măsurat şi tipul de fluxmetrul întrebuinţat. Curentul se citeşte la ampermetrul A. Deschidem întrerupătoarele K_2 şi K_3 şi aducem acul fluxmetrului la începutul scării, apoi se poate începe măsurătoarea. Se închide din nou K_3, care provoacă închiderea simultană a circuitului anodic şi a circuitului fluxmetrului. După un timp releul R_r anclanşează şi contactul r întrerupe circuitul fluxmetrului. Intervalul de timp între închiderea circuitului anodic, respectiv a circuitului de măsură, şi deschiderea lui, este $t_t=t+t_r$ care, conform teoriei fluxmetrului, în cazul cînd R_s este mult mai mic decît rezistenţa totală a circuitului de măsură, este dat de relaţia

$$t_t=\frac{C_{Fm}}{R_s\cdot I}\alpha.$$

Aici C_{Fm} este constanta fluxmetrului în Wb/div.
R_s rezistenţa shuntului în ohm.
I curentul în Amp.

BIBLIOGRAFIE

1. Caganov I. I., *Mutatori electronici şi ionici.* Editura Energetică de Stat Bucureşti, 1953, p. 279.
2. Wallot I., *Einführung in die Theorie der Schwachstromtechnik.* Springer, Berlin, 1943 p. 94.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE ET AU CALCUL DE CERTAINS RELAIS ÉLECTRONIQUES ALIMENTÉS EN COURANT ALTERNATIF

(RÉSUMÉ)

On étudie et on indique la méthode de calcul pour un relais électronique à courant très faible par le contact de comande (10^{-6}—10^{-4} A) et pour un relais électronique de temps, les deux alimentés en courant alternatif.

On part de la supposition que parallélement à la bobine du relais électromagnétique, on attache un condensateur à une capacité assez grande pour pouvoir considérer la tension constante aux bornes de la bobine. La détermination de l'expression des différentes grandeurs se fait par l'emploi des caractéristiques idéalisées du tube électronique et les systèmes d'équations transcendantes qui en résultent sont résolus graphiquement. L'équation transcendante pour la détermination de l'angle d'ouverture est la même pour les

deux relais et se résout par les mêmes courbes calculées. (L'équation respective peut intervenir aussi dans d'autres problèmes similaires; les courbes ont donc une utilisation plus générale).

On donne des exemples de calcul. Les valeurs des grandeurs calculées sont comparées aux valeurs mesurées; on vérifie ainsi, expérimentalement, la méthode.

ДОПОЛНЕНИЕ К ИССЛЕДОВАНИЮ И РАСЧЁТУ НЕКОТОРЫХ ЭЛЕКТРОННЫХ РЕЛЕ ПИТАЮЩИХСЯ ПЕРЕМЕННЫМ ТОКОМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучается и указывается метод расчёта электронного реле с очень слабым током от контакта управления (10^{-6} —10^{-4} А) а также электронного реле времени; оба они питаются переменным током.

Предполагается что паралельно катушке электромагнитного реле включается конденсатор с достаточно большой емкостью, чтобы считать напряжение на зажимах катушки постоянным. Определение значения различных величин производится аналитическими выражениями идеальных характеристик электронной лампы, а системы полученных трансцендентных уравнений решаются графическим способом.

Трансцендентное уравнение для определения угла открытия одно и тоже для обоих реле; оно решается теми же расчётными кривыми. (Это уравнение может быть использовано и в других подобных задачах, так что кривые имеют общее значение).

Даются примеры расчёта; значения расчётных величин сравниваются с величинами полученными путем измерения, проверяя таким образом этот метод экспериментальным путем.

SCHEME DE CONEXIUNI ALE WATTMETRELOR PENTRU MĂSURAREA PUTERII ACTIVE RESPECTIV REACTIVE IN SISTEME TRIFAZATE CU TREI CONDUCTORI LA ASIMETRIE TOTALĂ

DE

DAVID FRÄNKEL

Se propune să se determine toate schemele de conexiuni ale wattmetrelor cu ajutorul cărora se măsoară cu eroare de metodă minimă posibilă puterea activă respectiv reactivă în sisteme trifazate cu trei conductori, pentru regimul sinusoidal cel mai general al acestora în care atît tensiunile cît şi curenţii de linie formează sisteme nesimetrice (asimetrie totală) (fig. 1).

De asemeni se determină eroarea suplimentară care apare în regim periodic nesinusoidal.

Ca metodă de determinare a schemelor, se utilizează metoda componentelor simetrice, singura care permite abordarea sistematică şi completă a problemei.

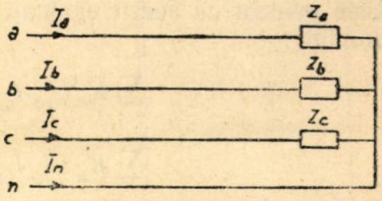


Fig. 1

In literatură se arată că în sisteme trifazate cu trei conductori, puterea activă respectiv reactivă se exprimă în funcţie de componentele simetrice ale sistemului de tensiuni şi curenţi de fază, sub forma:

$$P = 3U_1 I_1 \cos \varphi_{11} + 3U_2 I_2 \cos \varphi_{22}$$

respectiv

$$P_r = 3U_1 I_1 \sin \varphi_{11} + 3U_2 I_2 \sin \varphi_{22}$$

unde U_1, I_1 şi φ_{11}, respectiv U_2, I_2 şi φ_{22} sînt componenta directă a sistemului tensiunilor de fază, curenţilor de fază şi unghiul dintre ele, respectiv componenta inversă a sistemului tensiunilor de fază, curenţilor de fază şi unghiul dintre ele.

Pentru a găsi schemele de conexiuni căutate ale wattmetrelor, trebuie să se exprime tot în funcţie de componente simetrice, ceea ce măsoară un wattmetru conectat într-un fel oarecare. De la început se poate admite, că la bornele de tensiune ale wattmetrelor în oricare din schemele de conexiune căutate, se vor aplica fie exclusiv tensiuni de linie, fie exclusiv tensiuni de

fază dirijate după medianele triunghiului tensiunilor de linie (obținute prin conectarea în stea a impedanțelor, egale între ele, a trei wattmetre) (fig. 2).

Suma tensiunilor fiind în ambele cazuri nulă, sistemul tensiunilor nu va avea componentă homopolară. Bobinele de curent ale wattmetrelor vor fi parcurse de curenții de linie al căror sistem de asemeni nu are componentă homopolară.

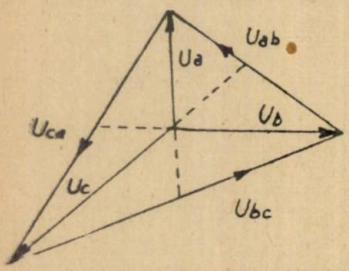


Fig. 2

Dacă se aplică la bornele de tensiune ale wattmetrului, spre exemplu tensiunea $\bar{U}_a = \bar{U}_{a1} + \bar{U}_{a2}$, iar bobina de curent e parcursă de curentul $\bar{I}_a = \bar{I}_{a1} + \bar{I}_{a2}$ instrumentul măsoară:

$$M = U_a I_a \cos(\widehat{U_a I_a}) = U_{a1} I_{a1} \cos(\widehat{U_{a1} I_{a1}}) + U_{a2} I_{a2} \cos(\widehat{U_{a2} I_{a2}}) +$$

$$+ U_{a1} I_{a2} \cos(\widehat{U_{a1} I_{a2}}) + U_{a2} I_{a1} \cos(\widehat{U_{a2} I_{a1}}).$$

Cu ajutorul indicațiilor M_n a mai multor wattmetre — vom considera cel mult patru — se poate determina fără eroare de metodă puterea activă respectiv reactivă într-un sistem trifazat cu trei conductori, la asimetrie totală dacă:

$$\sum K_n M_n = P = 3U_1 I_1 \cos \varphi_{11} + 3U_2 I_2 \cos \varphi_{22}$$

respectiv

$$\sum K_n M_n = P_r = 3U_1 I_1 \sin \varphi_{11} + 3U_2 I_2 \sin \varphi_{22}$$

unde K_n sînt factori numerici cu cari se înmulțesc indicațiile wattmetrelor. Este evident că aceste egalități sînt satisfăcute dacă se îndeplinesc următoarele condiții:

$$\sum K_n U_{n1} I_{n1} \cos(\widehat{U_{n1} I_{n1}}) = 3U_1 I_1 \cos \varphi_{11} \quad (1)$$

$$\sum K_n U_{n2} I_{n2} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n2}}) = 3U_2 I_2 \cos \varphi_{22} \quad (2)$$

$$\sum K_n U_{n1} I_{n2} \cos(\widehat{U_{n1} I_{n2}}) = 0 \quad (3)$$

$$\sum K_n U_{n2} I_{n1} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n1}}) = 0 \quad (4)$$

respectiv

$$\sum K_n U_{n1} I_{n1} \cos(\widehat{U_{n1} I_{n1}}) = 3U_1 I_1 \sin \varphi_{11} \quad (5)$$

$$\sum K_n U_{n2} I_{n2} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n2}}) = 3U_2 I_2 \sin \varphi_{22} \quad (6)$$

$$\sum K_n U_{n1} I_{n2} \cos(\widehat{U_{n1} I_{n2}}) = 0 \quad (7)$$

$$\sum K_n U_{n2} I_{n1} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n1}}) = 0 \quad (8)$$

unde prin U_{n1} şi U_{n2} respectiv I_{n1} şi I_{n2} s-au notat componentele directe şi inverse ale tensiunii — de linie sau de fază — aplicată bornelor de tensiune ale wattmetrului respectiv componenta directă şi inversă a curentului de linie care parcurge bobina de curent al acestuia.

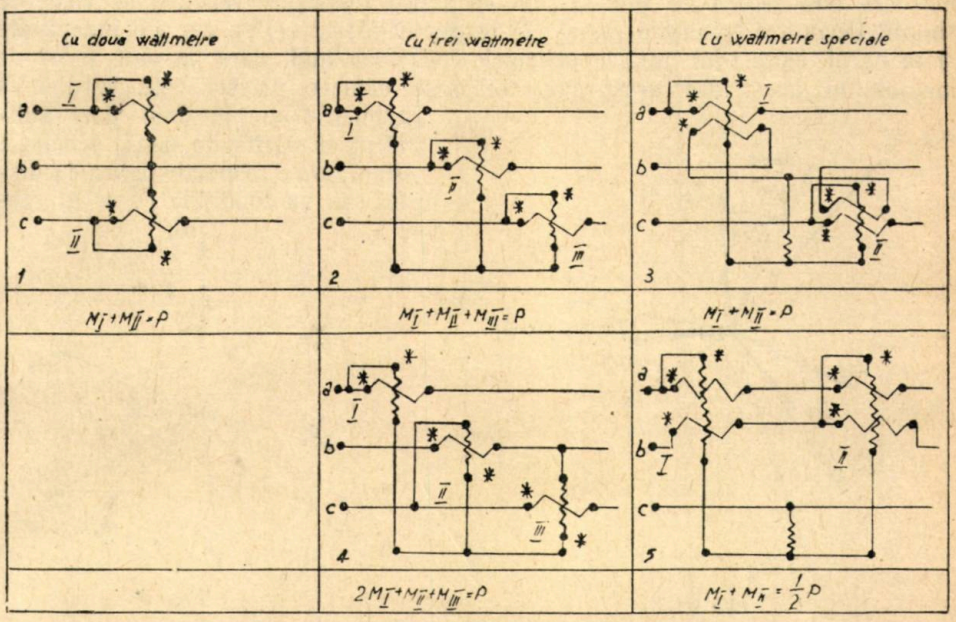


Fig 3

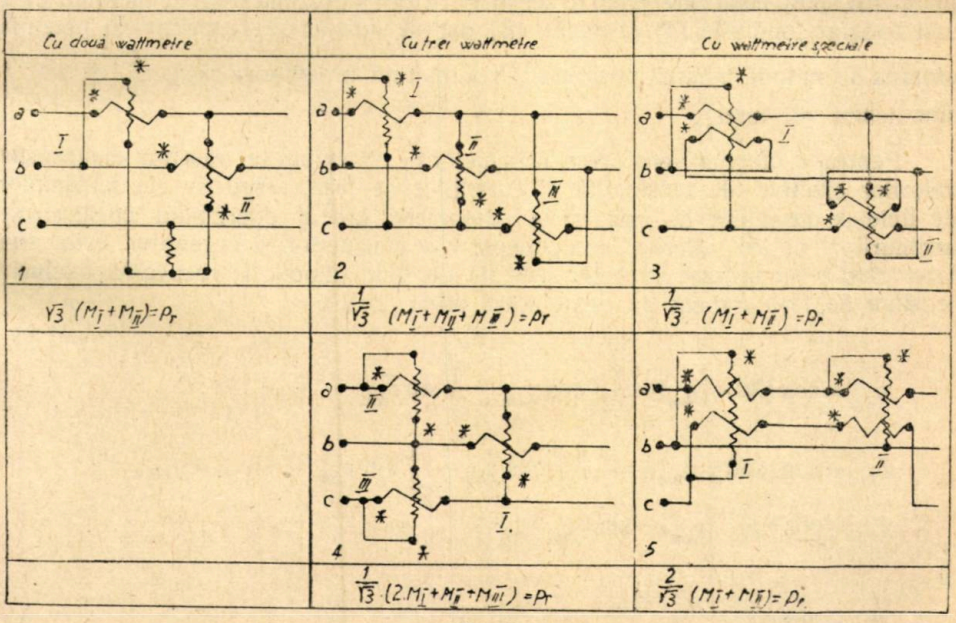


Fig. 4

Se remarcă, spre a simplifica problema, că în cazul tensiunilor de linie simetrice — cînd componenta inversă a sistemului de tensiuni U_2 e nulă — trebuiesc doar satisfăcute condiţiile (1) şi (3) respectiv (5) şi (7). In [12] pe această bază s-au determinat toate schemele de conexiuni posibile care măsoară fără eroare de metodă puterea activă respectiv reactivă la asimetrie simplă. Deoarece condiţiile (1) şi (3) respectiv (5) şi (7) se cer a fi îndeplinite şi în cazul asimetriei totale, schemele de conexiuni care nu dau erori de metodă în acest din urmă caz, trebuiesc căutate printre cele valabile la asimetrie simplă. Este deci suficient să verificăm dacă schemele din figura 3 respectiv figura 4 satisfac sau nu condiţiile (2) şi (4) respectiv (6) şi (8). Cele care satisfac aceste condiţii nu prezintă erori de metodă. Cele cari satisfac condiţiile (4) respectiv (8), dar nu satisfac (2) respectiv (6) prezintă eroarea de metodă minimă posibilă. (Presupunînd bineînţeles că $\varepsilon_u = \frac{U_2}{U_1}$ şi $\varepsilon_i = \frac{I_2}{I_1}$ sînt destul de mici).

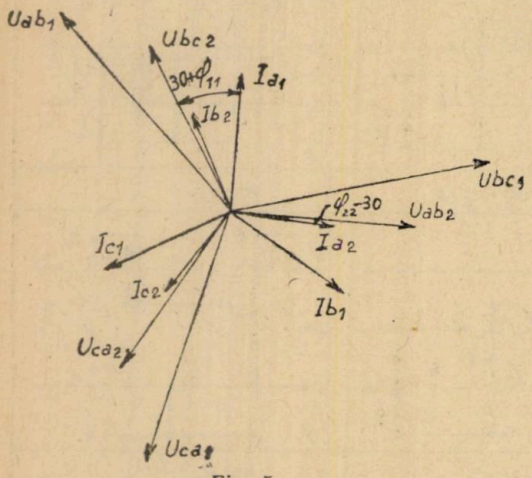


Fig. 5

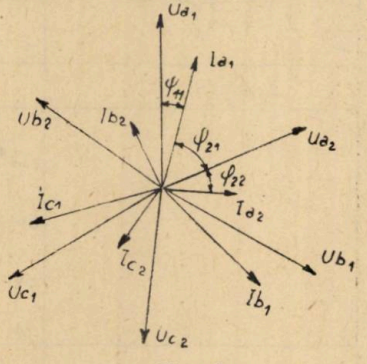


Fig. 6

Pentru a efectua verificarea schemelor de conexiuni se trasează diagramele valorilor efective ale tensiunilor şi curenţilor de fază, respectiv ale tensiunilor de linie şi curenţilor de fază, şi se întocmesc tabele cuprinzînd cosinusurile unghiurilor dintre diferite componente ale tensiunilor şi curenţilor celor trei faze, cînd s-au utilizat exclusiv tensiuni de linie (tabela 1) respectiv exclusiv tensiuni de fază (tabela 2). S-au notat prin:

$$a_{km} = \cos(30+\varphi_{km}) = \frac{\sqrt{3}}{2}\cos\varphi_{km} - \frac{1}{2}\sin\varphi_{km}$$

$$b_{km} = \cos(150+\varphi_{km}) = -\frac{\sqrt{3}}{2}\cos\varphi_{km} - \frac{1}{2}\sin\varphi_{km}$$

$$c_{km} = \cos(90-\varphi_{km}) = \sin\varphi_{km}$$

şi

$$d_{km} = \cos\varphi_{km}$$

Tabela 1

		I_a		I_b		I_c	
		I_{a_1}	I_{a_2}	I_{b_1}	I_{b_2}	I_{c_1}	I_{c_2}
U_{ab}	U_{ab_1}	a_{11}	a_{12}	b_{11}	c_{12}	c_{11}	b_{12}
	U_{ab_2}	$-b_{21}$	$-b_{22}$	$-c_{21}$	$-a_{22}$	$-a_{21}$	$-c_{22}$
U_{bc}	U_{bc_1}	c_{11}	c_{12}	a_{11}	b_{12}	b_{11}	a_{12}
	U_{bc_2}	$-c_{21}$	$-c_{22}$	$-a_{21}$	$-b_{22}$	$-b_{21}$	$-a_{22}$
U_{ca}	U_{ca_1}	b_{11}	b_{12}	c_{11}	a_{12}	a_{11}	c_{12}
	U_{ca_2}	$-a_{21}$	$-a_{22}$	$-b_{21}$	$-c_{22}$	$-c_{21}$	$-b_{22}$

Tabela 2

		I_a		I_b		I_c	
		I_{a_1}	I_{a_2}	I_{b_1}	I_{b_2}	I_{c_1}	I_{c_2}
U_a	U_{a_1}	d_{11}	d_{12}	e_{11}	f_{12}	f_{11}	e_{12}
	U_{a_2}	d_{21}	d_{22}	e_{21}	f_{22}	f_{21}	e_{22}
U_b	U_{b_1}	f_{11}	f_{12}	a_{11}	e_{12}	e_{11}	d_{12}
	U_{b_2}	e_{21}	e_{22}	f_{21}	d_{22}	d_{21}	f_{22}
U_c	U_{c_1}	e_{11}	e_{12}	f_{11}	d_{12}	d_{11}	f_{12}
	U_{c_2}	f_{21}	f_{22}	d_{21}	e_{22}	e_{21}	d_{22}

$$e_{km} = \cos(120 + \varphi_{km}) = -\frac{1}{2}\cos\varphi_{km} - \frac{\sqrt{3}}{2}\sin\varphi_{km}$$

$$f_{km} = \cos(120 - \varphi_{km}) = -\frac{1}{2}\cos\varphi_{km} + \frac{\sqrt{3}}{2}\sin\varphi_{km}. \qquad (k = 1, 2;\ m = 1, 2)$$

Ca exemplu se verifică metoda celor două wattmetre (schema Aaron) pentru măsurarea puterii active (figura 3,1) şi cea pentru măsurarea puterii reactive (figura 4,1).

Se constată că schema Aaron satisface condiţiile (2) şi (4).

$$\sum K_n U_{n2} I_{n2} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n2}}) = U_{ab\,2} I_{a2} (-b_{22}) - U_{bc\,2} I_{c2} (-a_{22}) =$$
$$= \sqrt{3}\, U_2 I_2 (a_{22} - b_{22}) = 3 U_2 I_2 \cos \varphi_{22}$$

$$\sum K_n U_{n2} I_{n1} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n1}}) = U_{ab\,2} I_{a1} (-b_{21}) - U_{bc\,2} I_{c1} (-b_{21}) = 0.$$

Unde s-a ţinut seamă de relaţiile $U_{ab\,2} = U_{bc\,2} = \sqrt{3}\, U_2$ şi

$$I_{a2} = I_{c2} = I_2; \quad I_{a1} = I_{c1} = I_1; \quad a_{km} - b_{km} = \sqrt{3} \cos \varphi_{km}$$

deci nu prezintă eroare de metodă nici la asimetrie totală. Acelaşi rezultat se obţine pentru toate celelalte scheme de măsurare a puterii active valabile la asimetrie simplă, cari sînt deci toate valabile şi la asimetrie totală.

Se constată că schema celor două wattmetre pentru măsurarea puterii reactive satisface condiţia (8), dar nu satisface condiţia (6):

$$\sum K_n U_{n2} I_{n2} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n2}}) = \sqrt{3}\, U_{b2} I_{a2} e_{22} - \sqrt{3}\, U_{a2} I_{b2} f_{22} =$$
$$= \sqrt{3}\, U_2 I_2 (e_{22} - f_{22}) = -3 U_2 I_2 \sin \varphi_{22}$$

$$\sum K_n U_{n2} I_{n1} \cos(\widehat{U_{n2} I_{n1}}) = \sqrt{3}\, U_{b2} I_{a1} e_{21} - \sqrt{3}\, U_{a2} I_{b1} e_{21} = 0$$

unde s-a mai ţinut seama de relaţiile $U_{b2} = U_{a2} = U_2$ şi $e_{22} - f_{22} = -\sqrt{3} \sin \varphi_{22}$. Valoarea absolută a erorii de metodă este $-6 U_2 I_2 \sin \varphi_{22}$. Aceeaşi eroare o prezintă toate celelalte scheme de conexiuni valabile la asimetrie simplă pentru măsurarea puterii reactive. Eroarea relativă în procente:

$$\varepsilon = \frac{\sum K_n M_n - P_r}{P_r} 100 = -\frac{2 \varepsilon_u \varepsilon_i \sin \varphi_{22}}{\sin \varphi_{11} + \varepsilon_u \varepsilon_i \sin \varphi_{22}} 100.$$

Admiţînd că $\varepsilon_u = 5\%$, $\varepsilon_i = 30\%$ şi cazul cel mai defavorabil cînd $\sin \varphi_{22} = 1$ eroarea relativă scade de la $\varepsilon = 200\%$ cît este pentru $\cos \varphi_{11} = 1$ ($\sin \varphi_{11} = 0$) la sub 10% pentru $\cos \varphi_{11} = 0{,}95$ (tabela 3).

Tabela 3

$\varphi_{11}°$	$\cos \varphi_{11}$	$\sin \varphi_{11}$	$\varepsilon\%$
0	1	0	−200
18	0,951	0,309	9,66
25	0,906	0,422	7,1
36	0,809	0,587	5,1
40	0,766	0,642	4,7

Se observă că tabelele întocmite (1 şi 2) permit determinarea cu multă uşurinţă a erorilor de metodă la folosirea oricărei scheme de conexiuni diferite de cele indicate în figura 3 şi 4.

Se remarcă uşor că prin analogie cu metoda componentelor simetrice se pot determina erorile suplimentare de care este afectată utilizarea aceloraşi scheme de conexiuni în regim periodic nesinusoidal (neglijînd bineînţeles eroarea provenită din variaţia cu frecvenţă a reactanţei bobinei de tensiune)

Dacă sistemul trifazat este simetric, armonicele de ordinul $3n+1$ formează un sistem de succesiune directă, iar cele de ordinul $3n+2$, sisteme de succesiune inversă, (armonicele de ordinul $3n$ nu interesează deoarece ele lipsesc atît din curba curenţilor cît şi din cea a tensiunilor de linie şi a tensiunilor de fază cînd suma acestora e nulă).

Dar s-a văzut că în schemele de conexiuni pentru măsurarea puterii active, atît sistemul de tensiuni şi curenţi de succesiune directă cît şi cea inversă conduc la componente corespunzătoare pozitive ceea ce corespunde expresiei reale a puterii active din circuit, cîtă vreme în schemele de conexiuni pentru măsurarea puterii reactive sistemul de succesiune inversă a tensiunii şi a curentului conduc la o componentă negativă, deci la o eroare.

Deci toate schemele de conexiuni pentru măsurarea puterii active valabile în regim armonic la asimetrie simplă indică în regim nesinusoidal:

$$\sum K_n M_n = 3 \sum U_{3n+1} I_{3n+1} \cos \varphi_{3n+1} + 3 \sum U_{3n+2} I_{3n+2} \cos \varphi_{3n+2}$$

adică măsoară fără eroare de metodă puterea activă.

Şi toate schemele de conexiuni pentru măsurarea puterii reactive valabile în regim armonic la asimetrie simplă indică în regim nesinusoidal:

$$\sum K_n M_n = 3 \sum U_{3n+1} I_{3n+1} \sin \varphi_{3n+1} - 3 \sum U_{3n+2} I_{3n+2} \sin \varphi_{3n+2}$$

adică măsoară puterea reactivă cu eroarea de metodă absolută:

$$-6 \sum U_{3n+2} I_{3n+2} \sin \varphi_{3n+2}$$

(s-a ţinut seamă de faptul că cuplul mijlociu produs de armonicele de tensiune şi de curent de frecvenţe diferite, e nul).

Dacă sistemul trifazat este nesimetric şi în regim periodic nesinusoidal, se poate descompune fiecare sistem de trei tensiuni şi curenţi de aceeaşi frecvenţă în componente simetrice. Fie U'_{3n+1}, U''_{3n+1}, I'_{3n+1}, I''_{3n+1} componentele directe şi inverse ale tensiunilor şi curenţilor de fază ale armonicelor de ordinul $3n+1$ şi U'_{3n+2}, U''_{3n+2}, I'_{3n+2} şi I''_{3n+2} cele ale armonicelor de ordinul $3n+2$. Se remarcă uşor că sistemul U'_{3n+2} care are aceeaşi succesiune a fazelor ca sistemul U_{3n+2} este faţă de U_a, U_b, U_c de succesiune inversă iar sistemul U''_{3n+2} de succesiune directă. Toate schemele de conexiune pentru măsurarea puterii active valabile în regim armonic la asimetrie simplă rămîn valabile şi la asimetrie totală în regim nesinusoidal:

$$\sum K_n M_n = 3 \sum U'_{3n+1} I'_{3n+1} \cos \varphi'_{3n+1} + 3 \sum U''_{3n+1} I''_{3n+1} \cos \varphi''_{3n+1} +$$
$$+ 3 \sum U'_{3n+2} I'_{3n+2} \cos \varphi'_{3n+2} + 3 \sum U''_{3n+2} I''_{3n+2} \cos \varphi''_{3n+2}.$$

Toate schemele de conexiuni pentru măsurarea puterii reactive valabile în regim armonic la asimterie simplă prezintă o aceeaşi eroare de metodă la asimetrie totală în regim nesinusoidal; prin ele se măsoară:

$$\sum K_n M_n = 3 \sum U'_{3n+1} I'_{3n+1} \sin \varphi'_{3n+1} + 3 \sum U''_{3n+2} I''_{3n+2} \sin \varphi''_{3n+2} +$$
$$- 3 \sum U''_{3n+1} I''_{3n+1} \sin \varphi''_{3n+1} - 3 \sum U'_{3n+2} I'_{3n+2} \sin \varphi'_{3n+2}.$$

Deci eroarea absolută este:

$$\sum K_n M_n - P_r = -6 \sum U''_{3n+1} I''_{3n+1} \sin \varphi''_{3n+1} - 6 \sum U'_{3n+2} I'_{3n+2} \sin \varphi'_{3n+2}.$$

Concluzii

Aplicînd metoda componentelor simetrice s-a arătat că toate schemele de conexiuni ale wattmetrelor valabile pentru măsurarea puterii la asimetrie simplă în regim sinusoidal sînt valabile şi în cazul general al asimetriei totale în regim periodic nesinusoidal. Această concluzie se verifică simplu şi dacă se lucrează cu valori momentane. Eroarea de metodă ce apare la folosirea schemelor de conexiuni ale wattmetrelor valabile pentru măsurarea puterii reactive la asimetrie simplă şi regim sinusoidal în cazul asimetriei totale în regim sinusoidal şi în regim periodic nesinusoidal nu putea fi determinată decît prin metoda componentelor simetrice. Această metodă s-a folosit şi pentru a aborda problema sistematic şi a elimina astfel posibilitatea existenţei altor scheme de conexiuni, distincte de cele cunoscute.

BIBLIOGRAFIE

1. Andronescu Pl.: *Electricitate şi Electrotehnică*, Vol. II, Editia IPT 1953.
2. Kalantarov P. L şi Neuman L. R.: *Bazele teoretice ale electrotehnicei*. Gosenergoizdat 1951.
3. Baida L. I.: *Curs general de măsuri electrice*. Edit, Energetică de stat 1950.
4. Vortroknutov N. G.: *Contoare electrice şi exploatarea lor*, Editura Tehnică 1951.
5. Goriunov P. N.: *Contoare electrice*, Editura Energetică de stat, 1954.
6. Iliovici A.: Comment doit-on tenir compte de la puissance et de l'énergie reactive dans la tarification de l'énergie electrique. Revue Générale de l'Electricité 1948.
7. Antoniu L.: Măsurarea puterii energico reactive: Studii şi cercetări de energetică 1954.
8. Zawischa R.: Măsurători de putere în sisteme trifazate, Elektrotechnik und Maschinenbau 1953 nr. 15/1.
9. Tenzer G.: *Villamos fogyasztasmerök*, Budapesta 1939.
10. Hainzmann Nandor: Háromfázisum fogyasztásmérők. Electrotehnika Budapesta 1955/7.
11. Gocht: Calculul erorii de măsură a indicatoarelor şi contoarelor de energie reactivă în montaj artificial cu asimetrie sistemului trifazat. Elektrotechnik 1950/10.
12. Fränkel D.: Folosirea componentelor simetrice pentru măsurarea puterii respectiv energiei active şi reactive în sisteme trifazate cu trei conductori. Electrotehnica nr. 2-3, 1955.
13. Fränkel D.: Scheme de conexiuni ale wattmetrelor obişnuite pentru măsurarea puterii active respectiv reactive în sisteme trifazate cu conductor neutru. Electrotehnica 1956 nr. 2.

SCHÉMAS DE CONNEXION DES WATTMÈTRES POUR LA MESURE DE LA PUISSANCE ACTIVE RESPECTIVEMENT RÉACTIVE, DANS LES SYSTÈMES TRIPHASÉS À TROIS CONDUCTEURS À ASYMÉTRIE TOTALE

(RÉSUMÉ)

Par l'emploi de la méthode des composants symétriques, on détermine tous les schémas de connexion des wattmètres avec lesquels on mesure, sans erreur de méthode, la puissance active dans les systèmes triphasés à asymétrie totale et régime nonsinusoïdal; on montre que ces schémas sont celles valables en régime sinusoïdal à asymétrie simple. On détermine, aussi, tous les schémas

de connexion des wattmètres avec lesquels on mesure, avec une minime erreur de méthode possible, la puissance réactive, dans les mêmes conditions, et on établit l'expression de cette erreur.

СХЕМА ПРИСОЕДИНЕНИЯ ВАТТМЕТРОВ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ АКТИВНОЙ, СООТВЕТСТВЕННО РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ, В ТРЕХФАЗНОЙ СИСТЕМЕ С ТРЕМЯ ПРОВОДАМИ, ПРИ ПОЛНОЙ АССИМЕТРИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Пользуясь методом симметрических составляющих, определяются все схемы присоединения ваттметров с помощью которых измеряется без ошибки, активная мощность в трехфазных системах при полной ассиметрии и несинусоидальном режиме, демонстрируя действительность их в синусоидальном режиме указывая что они идентичны со схемами действительными для синосуидального режима при простой ассиметрии.

Определяются, также все схемы присоединения ваттметров, которыми измеряется, с возможно минимальной ошибкой метода, реактивная мощность в одинаковых условиях и устанавливается величина этой ошибки.

ACOPERIŞ LAMELAR DIN ELEMENTE PREFABRICATE DE BETON ARMAT

DE

CONSTANTIN N. AVRAM, IOSIF GRÜNER şi VALENTIN BOTA

O problemă care preocupă în mod permanent pe inginerii constructori este rezolvarea acoperirii halelor cu deschideri mari folosind structuri cît mai uşoare.

În prezent această problemă se rezolvă, cu ajutorul prefabricatelor de beton armat, în două moduri:

— prin folosirea sistemelor plane cu plăci sau elemente chesonate pe grinzi principale, grinzi cu zăbrele, arce etc.;

— prin folosirea sistemelor spaţiale cu pînze subţiri.

La proiectarea unui acoperiş pentru o hală industrială-laborator s-a folosit un sistem nou la noi în ţară de prefabricate de beton armat din elemente lamelare. Hala are formă dreptunghiulară în plan orizontal, cu lungimea de 48 m şi lăţimea de 15 m.

Acoperişurile lamelare din beton armat se pot alcătui, ca şi cele din lemn sau metalice, dintr-o reţea de lamele drepte de 1,5—2,5 m lungime, îmbinate în noduri prin articulaţii, lamelele putînd fi dispuse după o reţea geometrică oarecare (triunghiulară, rombică, ortogonală etc.).

În cazul de faţă s-a adoptat o reţea ortogonală, care permite o îmbinare simplă la noduri, lamelele înfăşurînd o suprafaţă cilindrică cu raza directoarei de 13 m. În secţiune transversală acoperişul se prezintă ca un arc de cerc cu coarda de 15 m şi săgeata de 2,37 m. Rezemarea acoperişului lamelar se face pe grinzi marginale în lungul naşterilor şi pe centuri în frontoane la cele două capete, fără nici o nervură, arc sau timpan intermediar. Împingerile acoperişului cilindric sînt preluate de tiranţi metalici aşezaţi la 3 m interval, deasupra stîlpilor ce susţin grinzile marginale (fig. 1).

Scheletul de rezistenţă al acoperişului este realizat dintr-un singur element de bază: lamela de beton armat de forma unui dulap de lemn, cu secţiune transversală de 6×21 cm, lungimea de 135 cm şi greutatea de 42—44 kg; extradosul lamelei este frînt pentru a se înscrie în secţiunea verticală oblică a suprafeţei cilindrice a acoperişului (fig. 2). Nodul reţelei este format din trei elemente: două capete de lamelă care cuprind între ele

o lamelă aşezată perpendicular pe axul primelor; ultima lamelă, care trece continuu prin nod, realizează rigiditatea nodului la încovoiere.

Spre deosebire de sistemele lamelare obişnuite executate din elemente de lemn sau metalice, îmbinarea lamelelor în nod se face fără buloane, folosind un simplu dorn din oţel-beton care intră în cele două capete de lamelă şi străpunge lamela transversală (prinderea este inspirată din îmbinarea cu cep a lamelelor de lemn de tipul Peselnîk). Îmbinarea cu dornuri este simplă şi economică, permiţînd totodată aşezarea lamelelor cap în cap pe aceeaşi axă, fără decalare; în acest mod se elimină încovoierea suplimentară normală pe axa momentului de inerţie minim (în planul acoperişului) care apare în cazul lamelelor decalate prinse cu buloane în noduri.

Calculul static al acoperişului s-a făcut după metoda simplificată admisă la calculul acoperişurilor lamelare de lemn, exactitatea acestui mod de calcul fiind satisfăcătoare pentru practică, aşa cum au arătat încercările experimentale efectuate între anii 1923—33 asupra unor construcţii de lemn şi metalice (o contribuţie importantă a adus în acest domeniu prof. Otzen).

Pentru calcul se separă o fîşie de boltă din acoperiş de lăţime egală cu distanţa între două noduri pe aceeaşi generatoare; această fîşie se calculează după regulile obişnuite ale staticii construcţiilor (în cazul de faţă sistemul static s-a considerat un arc cu tirant). Deoarece într-un nod forţa axială este preluată de două lamele, iar momentul încovoietor numai de lamela continuă, aria secţiunii transversale s-a luat pentru două lamele şi momentul de inerţie al secţiunii transversale pentru o singură lamelă. În calcule s-a ţinut seama de poziţia oblică a lamelelor faţă de planul vertical al sistemului static, precum şi de comportarea spaţială a acoperişului datorită influenţei frontoanelor. Acţiunea de descărcare a frontoanelor se introduce în calcul printr-un coeficient determinat pe cale experimentală, care este funcţie de raportul dintre distanţa L dintre frontoane şi lungimea S a curbei directoare.

Cu eforturile M, N şi T obţinute din calculele statice s-a făcut dimensionarea lamelei, folosind un beton de marca B 200 şi oţel-beton OL 38; a rezultat o secţiune necesară de 6×21 cm, armată simetric cu $A'_f = A_f = 1$ cm^2 ($2 \varnothing 8$ mm). Cele două bare de rezistenţă urmăresc conturul lamelei, formînd un contur închis; s-au prevăzut etrieri din sîrmă de $\varnothing 3$ mm. Golurile de la capetele lamelei şi golul transversal de la mijlocul ei, în care se introduc dornurile la montarea acoperişului, se realizează cu ajutorul unor frete elicoidale din sîrmă de $\varnothing$ 3 mm montate în cofraj înainte de betonare. După întărirea mortarului introdus în goluri, odată cu dornurile, la montarea acoperişului, freta contribuie la o repartizare mai uniformă a presiunilor dintre dornuri şi lamele. Freta se execută manual prin înfăşurarea sîrmei pe o bară rotundă de $\varnothing$ 20 mm fixată în două lagăre simple şi prevăzută cu o manivelă la capăt.

Confecţionarea lamelelor este o operaţie simplă, care nu necesită lucrători cu calificare superioară. Elementele se toarnă în matriţe metalice demontabile şi se vibrează pe masa vibrantă sau cu ajutorul unui vibrator de placă. Se foloseşte beton de consistenţă vîrtoasă, aşa încît după vibrare matriţa se poate răsturna pe un dulap de lemn şi apoi

demonta, iar lamela proaspăt turnată se poate transporta la platforma de aburire. Durata de execuție a lamelei este de circa 15 minute, așa încît cu o singură matriță se poate executa într-o săptămînă 100 m² de acoperiș.

Montarea lamelelor, dat fiind greutatea lor redusă, se poate face manual de către 2 muncitori de pe o platformă ușoară mobilă sau de pe o schelă transportabilă pe capre. Montarea lamelelor se face concomitent de la cele două grinzi marginale pe o fîșie corespunzătoare unei lungimi de lamelă. Operația de montare constă în fixarea lamelei într-un dorn de capăt și introducerea altui dorn în freta centrală; odată cu dornul se introduce și mortar de ciment pentru realizarea unei legături monolite. Astfel fixat de bolta anterior închisă la cheie și cu o jumătate de lamelă în consolă, elementul nu necesită sprijinire. Înainte de începerea montajului se toarnă monolitic grinzile marginale și centura frontonului de la care începe montarea lamelelor; în aceste elemente se lasă goluri nebetonate pentru introducerea lamelelor marginale. Strîngerea manșonului tiranților se face pe măsură ce avansează construcția acoperișului. La urmă se toarnă și centura frontonului de la celălalt capăt, după care acoperișul este complet legat pe contur și se prezintă ca o structură unitară.

Datorită poziției înclinate a lamelelor, la capetele acoperișului iau naștere împingeri asupra frontoanelor după direcția generatoarelor; în cazul de față aceste împingeri sînt maxime, înclinarea lamelelor față de generatoare fiind de 45° (la construcțiile de lemn unghiul de înclinare se ia obișnuit de 70°). Aceste împingeri pot fi preluate prin bare de oțel-beton așezate după direcția lamelelor și ancorate cu un capăt în grinda marginală și cu celălalt în fronton, sau prin bare așezate după generatoare și ancorate în cele două frontoane; în ultimul caz barele pot fi ușor pretensionate după montarea acoperișului, trecîndu-le prin manșoane betonate în frontoane și strîngîndu-le cu piulițe.

Acoperirea lamelelor se poate face în mai multe feluri:

— cu plăci prefabricate din beton armat, peste care se pune izolarea termică și izolarea hidrofugă;

— cu plăci prefabricate din beton armat ușor, termoizolant, peste care se pune izolarea hidrofugă (în amîndouă cazurile plăcile pot avea fața inferioară gata finisată);

— cu plăci de stufit (spre exemplu, în cazul construcțiilor agricole) tencuite pe ambele fețe, peste care se pune izolarea hidrofugă.

Pentru verificarea experimentală a comportării sistemului lamelar propus, se execută în prezent — în cadrul grupului Timișoara al Inst. pentru Cercetări Științifice în Construcții și în colaborare cu catedra de Beton Armat I.P.T. — un acoperiș lamelar în mărime naturală, după proiectul întocmit, dar numai de 12 m lungime (lamelele sînt gata executate, urmînd să se facă montarea lor și apoi experimentarea acoperișului).

Înainte de a porni la execuția acoperișului experimental propriu-zis și pentru o primă verificare, s-a executat un model de acoperiș la scara 1/10, de 1,20 m lungime (după generatoare) și 1,50 m lățime (după boltă), așa cum se vede în fig. 3.

Lamelele s-au prefabricat din mortar de ciment în matriţă metalică, iar armăturile şi freta s-au executat din sîrmă subţire. Acest model a permis să se facă o serie de observaţii importante asupra modului de execuţie şi asupra comportării acoperişului sub sarcini (deşi nu s-au făcut încă calcule de similitudine cu construcţia în mărime naturală).

Modelul a fost încărcat cu sarcini uniform distribuite şi concentrate (fixe şi mobile), s-au măsurat deformaţiile cu ajutorul microcomparatoarelor şi s-au construit diagramele corespunzătoare.

In primul rînd s-a încărcat toată suprafaţa acoperişului cu o sarcină uniform distribuită de 50 kg/m^2, aplicată în două etape; descărcarea s-a făcut după 24 ore de la încărcare. S-a obţinut o săgetată la cheie de 1/570 din deschidere; deformaţiile la încărcare şi descărcare sînt arătate în diagramele din fig. 4.

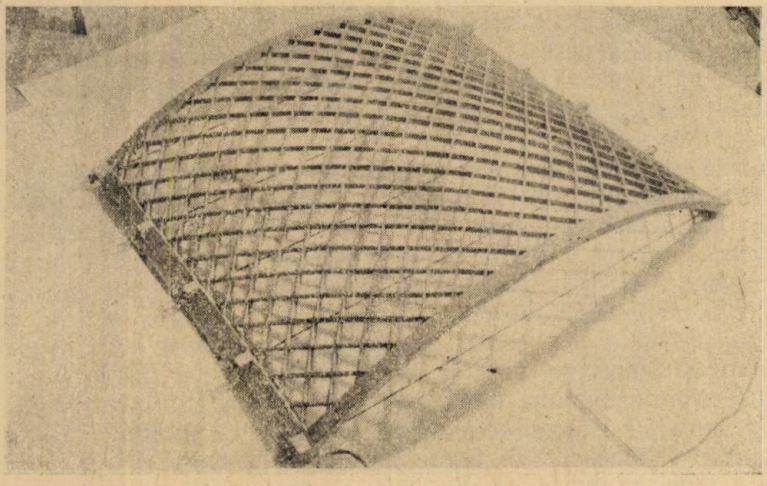


Fig. 3

S-a aplicat apoi o sarcină uniform distribuită de 15 kg/m^2 numai pe o singură parte a acoperişului (fig. 5), obţinîndu-se la sfertul arcului o săgeată corespunzătoare de 1/750 din deschidere.

Din analiza diagramelor construite în ambele cazuri se poate constata că acoperişul — în totalitatea lui — se comportă sub sarcini de scurtă durată cu un sistem elastic (în momentul descărcării săgeata remanentă a fost $0{,}1 f_{max}$, faţă de valoarea admisă de $0{,}25 f_{max}$, iar după descărcare fenomenul de relaxare a continuat).

Pentru a studia influenţa forţelor concentrate asupra acoperişului, s-au măsurat săgeţile în diferitele noduri ale unei curbe directoare în timp ce o forţă concentrată mobilă de 5 kg se deplasa în lungul directoarei respective sau a directoarelor vecine (fig. 6); s-au obţinut linii de influenţă avînd aceeaşi alură ca la arcele monolite.

Pentru vefiricarea comportării spaţiale a sistemului lamelar s-au măsurat în plus şi săgeţile în nodurile din lungul unei generatoare în-

timp ce forța concentrată mobilă parcurgea generatoarea respectivă (fig. 7).

În afară de aceasta s-au construit curbele de egală deformație ale acoperișului sub acțiunea unei sarcini concentrate de 5 kg aplicată pe verticala centrului de greutate al suprafeței cilindrice (fig. 8). Din diagramele construite se poate constata că ipoteza lucrului spațial al acoperișului lamelar este pe deplin justificată. Este evident că nu se pot trage concluzii valabile pentru diferite rapoarte L/S, din rezultatele obținute pe un model redus cu un raport unic $L/S=0{,}75$; totuși se poate constata că influența frontoanelor rigide este relativ mai redusă decît la construcțiile similare de lemn.

Din punctul de vedere al consumurilor specifice de materiale, comparînd valorile date în tabela 1, nu rezultă o economie de oțel decît

Tabela 1

Consumul specific de material	Pînză cilindică ICSC-IPC (1954) de 15 m deschidere	Pînză riglată cu dublă curbură MCIMC de 15 m deschidere	Acoperiș lamelar cilindric de 15 m deschidere
Oțel	19,0 kg/m²	14,8	15,5
Beton	9,8 cm/m²	7,4	5,8

față de primul caz, în schimb consumul de beton este mai mic față de amîndouă cazurile cu pînză subțire. Trebuie subliniat însă că în cazul de față s-a luat o boltă pleoștită (1/6,3) pentru a se obține un efect arhitectonic dorit și pentru a se reduce volumul de aer ce trebuie încălzit în hală. Dacă s-ar folosi bolți cu raportul $f/l=1/5—1/2$ și dacă pereții ar fi capabili să preia împingerile orizontale, așa încît tiranții să fie suprimați, consumul de oțel s-ar reduce la o valoare extrem de mică.

Trebuie de asemenea subliniat că la alegerea unui sistem constructiv oarecare, soluția adoptată depinde nu numai de consumul de materiale care intră efectiv în construcție, ci și de consumul de manoperă și materiale, precum și de utilajele necesare pentru executarea și montarea construcției în condițiile concrete ale șantierului unde se execută lucrarea.

În aceste condiții sistemul de acoperiș lamelar din elemente prefabricate de beton armat prezintă o serie de avantaje.

Prefabricatele au greutate redusă, așa încît tot procesul de fabricație se poate executa manual: manevrarea cofrajului, transportul elementului la distanță mică, stivuirea etc; dacă se dispune de o macara, lamelele pot fi manevrate în pachet.

Elementele mari prefabricate, cum sînt pînzele mari autoportante, grinzile cu zăbrele etc., de 10—20 t greutate, au avantaje indiscutabile, dar nu pot fi transportate în afara șantierului unde sînt confecționate, din cauza gabaritelor mari. De asemenea elementele prefabricate ca plăci, grinzi, fîșii chesonate etc., necesită operații de transport și tarnsbordare extrem de dificile, în special atunci cînd nu se dispune de aparate de ridicat și de mijloace de transport potrivite de la locul de prefabricare pînă la șantier. Totodată la asemenea elemente procentul de rebuturi ce rezultă în timpul transportului și al transbordărilor, poate să ajungă, în

funcţie de flexibilitatea lor, pînă la 5—15%, lucru de care în mod obişnuit nu se ţine seama la calculul indicilor tehnico-economici. Transportul lamelelor prefabricate se face uşor cu orice mijloc de transport; un camion de 3 t poate transporta lamele pentru 30 m² suprafaţă de acoperiş. Totodată se poate considera că la manipulare şi transport nu se produc rebuturi (în cazul de faţă s-au transportat cu camionul 400 lamele de la poligonul de prefabricate la şantier pe o distanţă de 6 km şi nici o lamelă nu a prezentat nici un fel de fisurare sau deteriorare, datorită formei simple şi a greutăţii reduse a elementului).

O problemă importantă în executarea construcţiilor din elemente prefabricate o constituie montarea elementelor. La folosirea prefabricatelor grele de forme variate sînt necesare macarale de diferite tipuri cu capacitate mare de ridicare. La lucrări de volum mic situate la distanţe mari unele de altele, transportul şi montajul acestor utilaje pot duce la cheltueli neacceptabile. Acoperişul lamelar se poate monta manual, fără utilaje, folosind numai un scripete sau o macara pioner pentru ridicarea lamelelor la platforma de lucru. Aceasta nu constituie, în general, un avantaj, căci nu se poate mecaniza procesul de montare. În cazul însă al şantierelor dispersate (cum ar fi lucrările agricole ca SMT-uri, grajduri, şoproane etc.), sau al şantierelor fără căi de comunicaţie potrivite (în anotimpurile ploioase, spre exemplu), avantajul sistemului lamelar apare în mod evident.

Sistemul lamelar prezintă o rigiditate suficientă la acţiunile sarcinilor concentrate simetrice, aşa încît se pot instala supraluminatoare fără întreruperea reţelei lamelare sau cu întreruperea reţelei, dacă se iau măsuri de rigidizarea conturului golului.

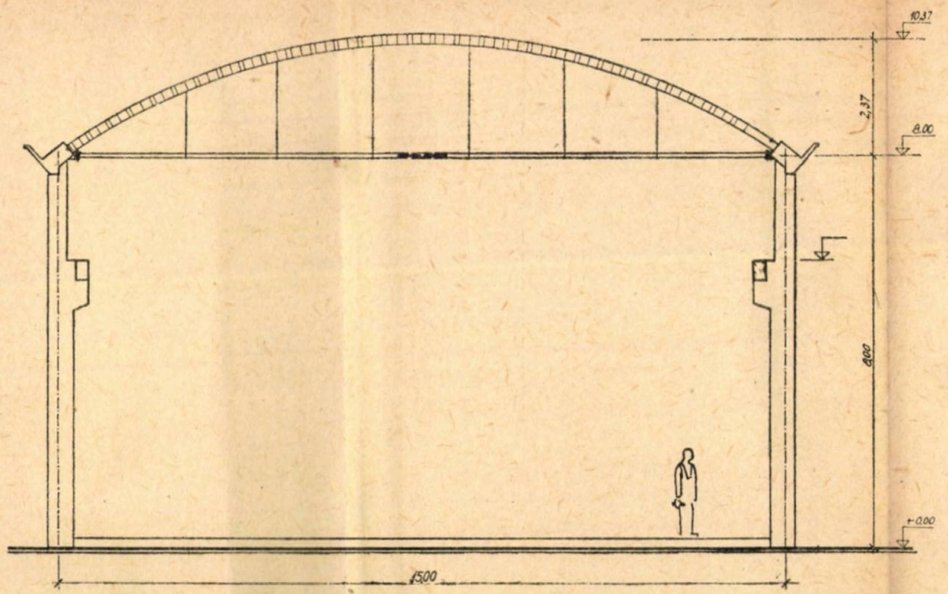
În încheiere, trebuie arătat că abia după terminarea lucrărilor experimentale asupra acoperişului lamelar executat în mărime naturală se vor putea trage concluzii definitive asupra comportării acestui sistem. Va trebui de asemenea să se verifice şi stabilitatea sistemului sub acţiunea sarcinilor dinamice, cum ar fi cele provenite din căile de rulare ale macaralelor sau din acţiunile seismice. În afară de aceasta, pentru stabilirea efectului de descărcare a frontoanelor rigide sînt necesare determinări asupra acoperişurilor cu diferite rapoarte L/S.

Obţinerea unor rezultate pozitive va permite alcătuirea, prin sistemul lamelelor de beton armat, a tuturor tipurilor de construcţii executate din lamele de lemn sau metalice. Posibilitatea precomprimării lamelelor prefabricate, precum şi a precomprimării sistemului în ansamblu (fig. 9), va putea permite extinderea acestui sistem de acoperiş la hale cu deschideri foarte mari, reducînd totodată consumul de oţel şi beton la valorile caracteristice ale construcţiilor precomprimate.

BIBLIOGRAFIE

1. Karlsen G. G. ş. a.: *Construcţii de lemn* (traducere din limba rusă — ESAC — 1955).
2. Procofiev I. P.: *Statica construcţiilor* (traducere din limba rusă; OPED — CFR — 1951).
3. Sahnovski C. V.: *Construcţii de beton armat* (traducere din limba rusă — ESAC — 1954).

CONSTRUCTII LAMELARE



CONSTRUCTIE PREFABRICATĂ

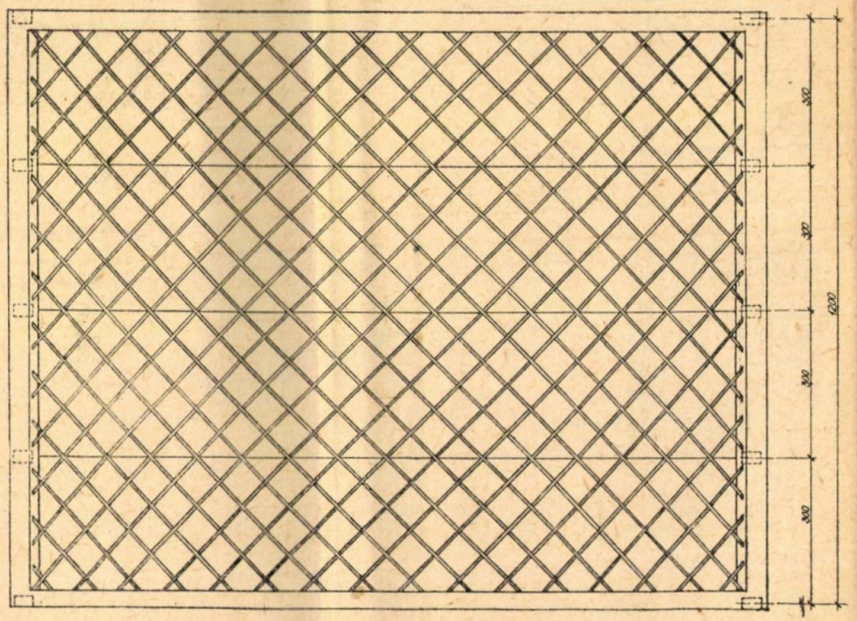
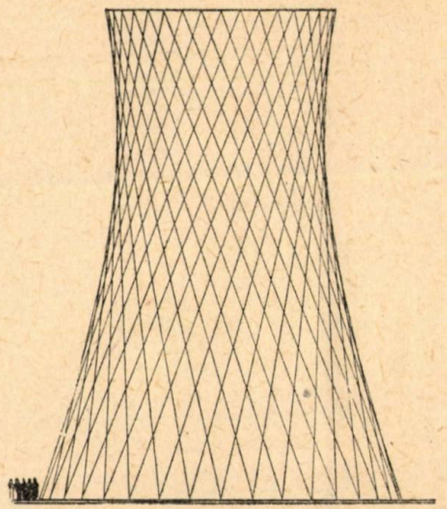


Fig. 1



CONSTRUCTII PREFABRICATE PRECOMPRIMATE

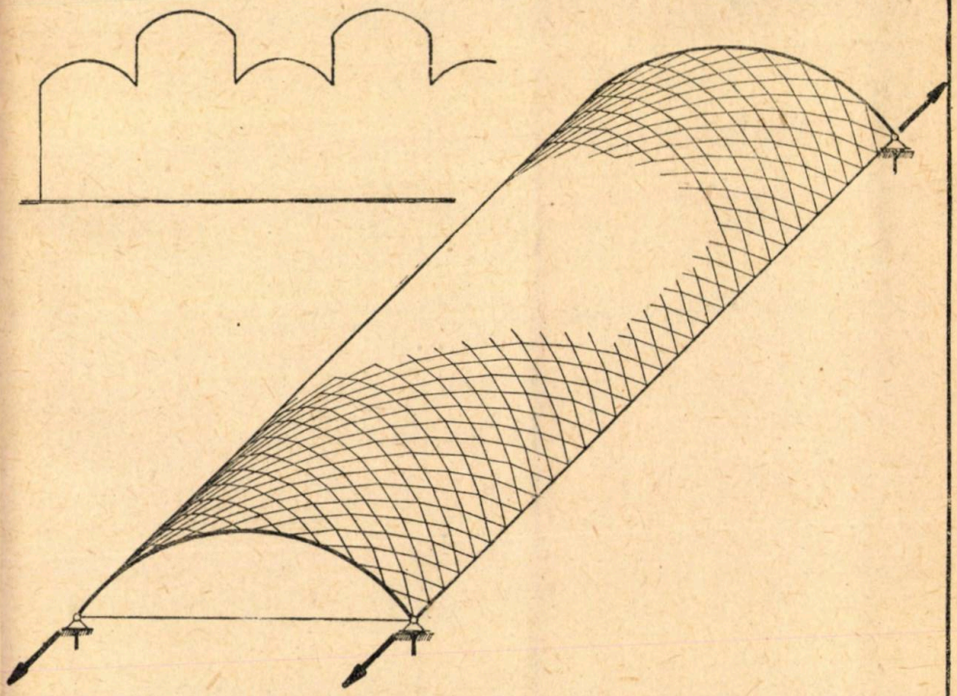
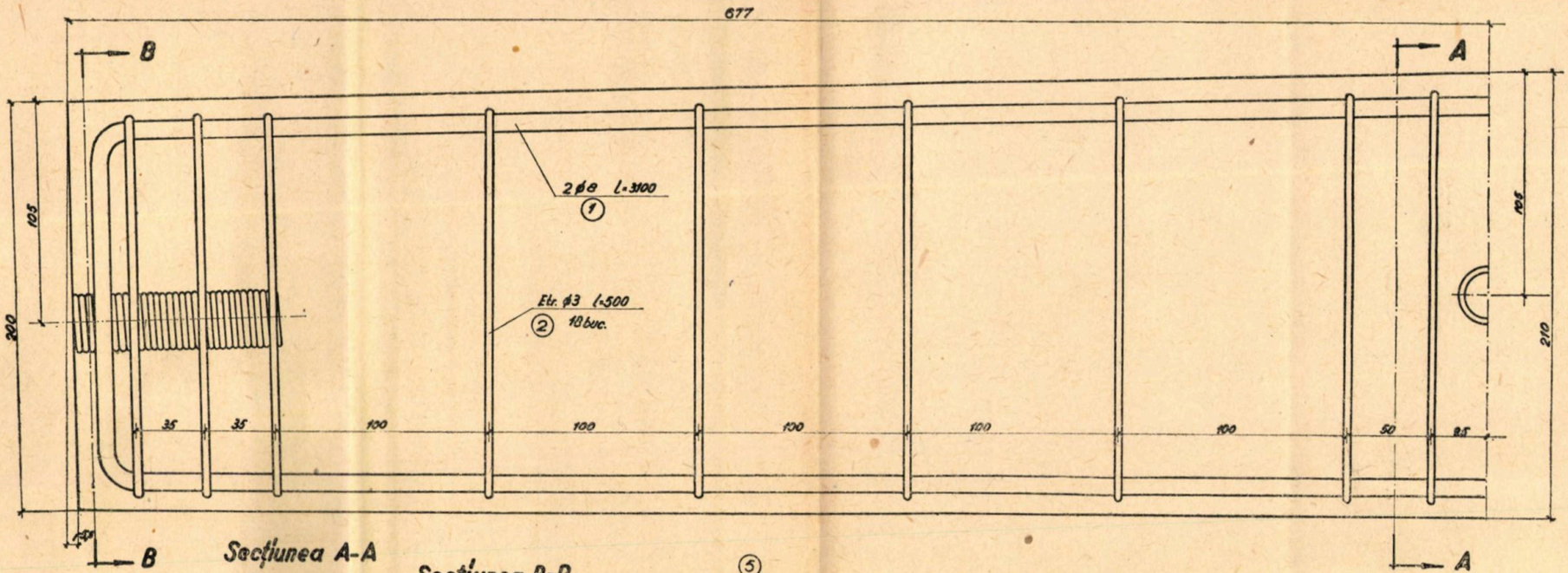
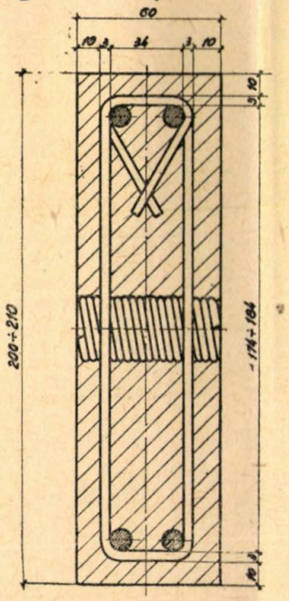


Fig. 9

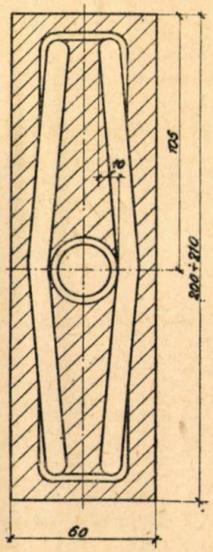
DETALII PENTRU ARMAREA LAMELELOR.

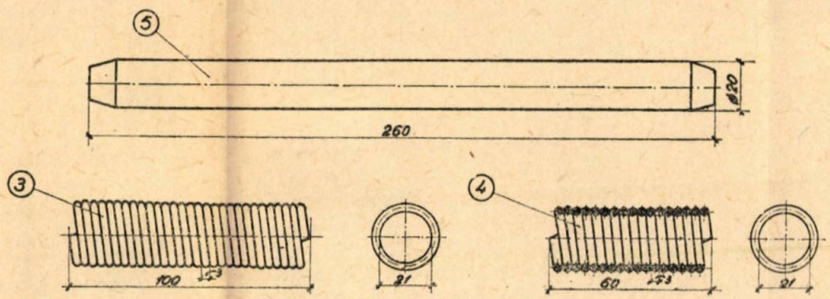


Secțiunea A-A



Secțiunea B-B



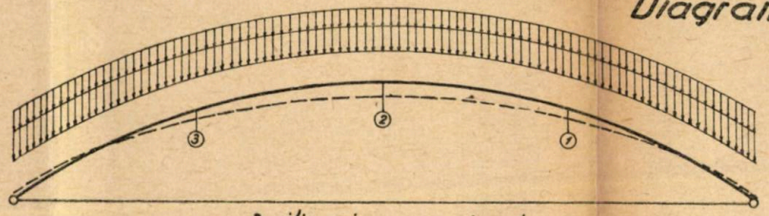


Marca	Denumirea	Nr. elem.	Buc./ elem.	Lung. bării	Buc. total	ϕ 3	ϕ 8	ϕ 20
1	Armatura	400	2	3100	800		2480	
2	Etrieri	400	18	500	7200	3600		
3	Freta l=100	400	2	2500	800	2000		
4	Freta l=60	400	1	1500	400	600		
5	Dorn	400	1	260	400			104
Total lungimi pe ϕ m.						6200	2480	104
Greutatea pe m.						0,058	0,395	2,466
Greutatea pe ϕ						347	980	257
Total ≈ 1600 Kgr								

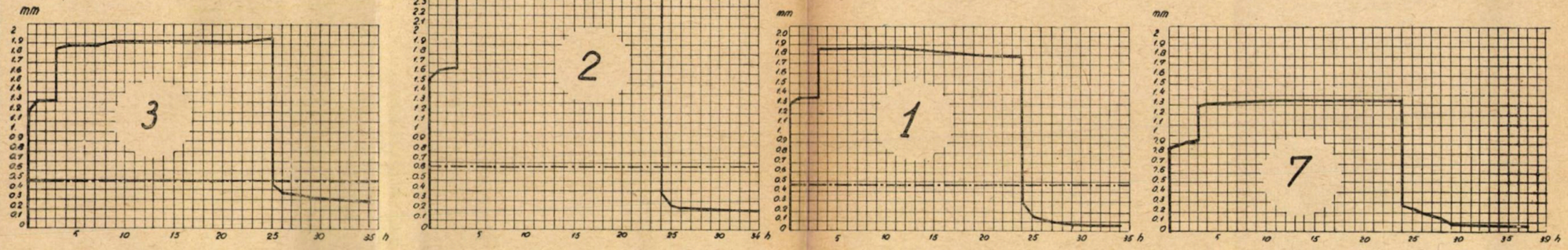
Fig. 2

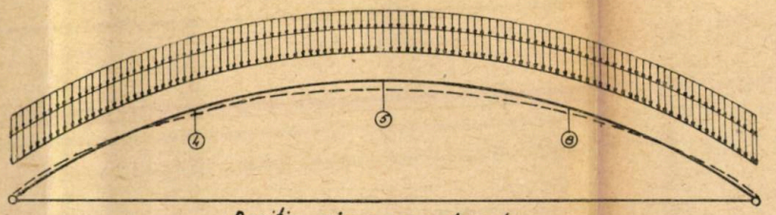
DEFORMAREA ACOPERISULUI LAMELAR LA INCARCAREA DE INTREAGA BOLTA CU SARCINI UNIFORM DISTRIBUITE.

Diagramele săgeților.

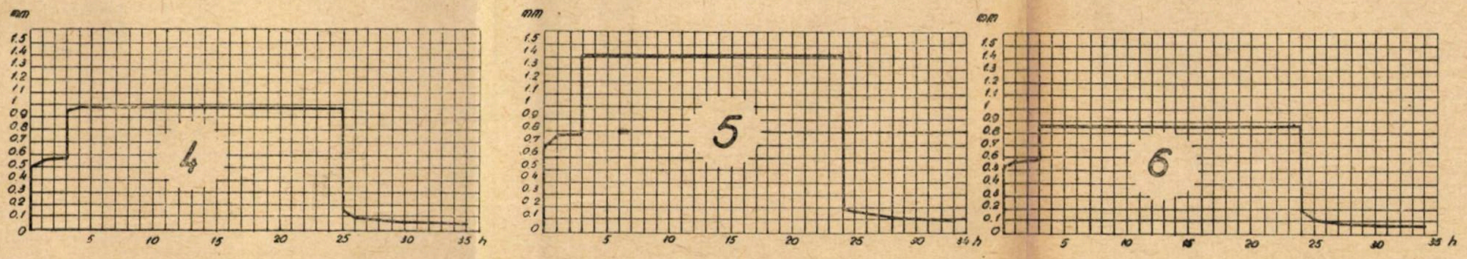


Dozitia microcomparatoarelor





Dozitia microcomparatoarelor



Dispoziția microcomparatoarelor în plan orizontal

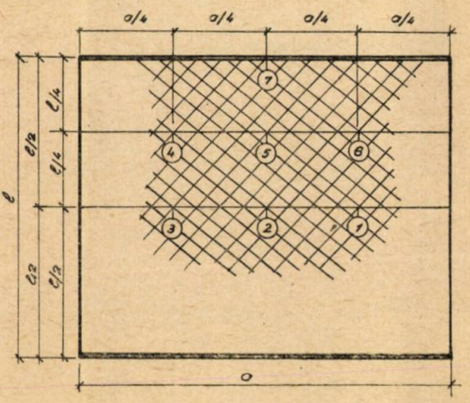
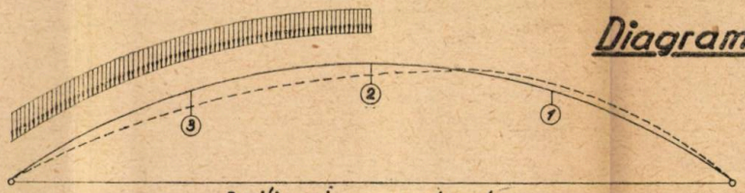


Fig. 4

DEFORMAREA ACOPERISULUI LAMELAR LA INCARCAREA PE JUMATATE DE BOLTA CU SARCINI UNIFORM DISTRIBUITE.

Diagramele săgeților.



Poziția microcomparatoarelor

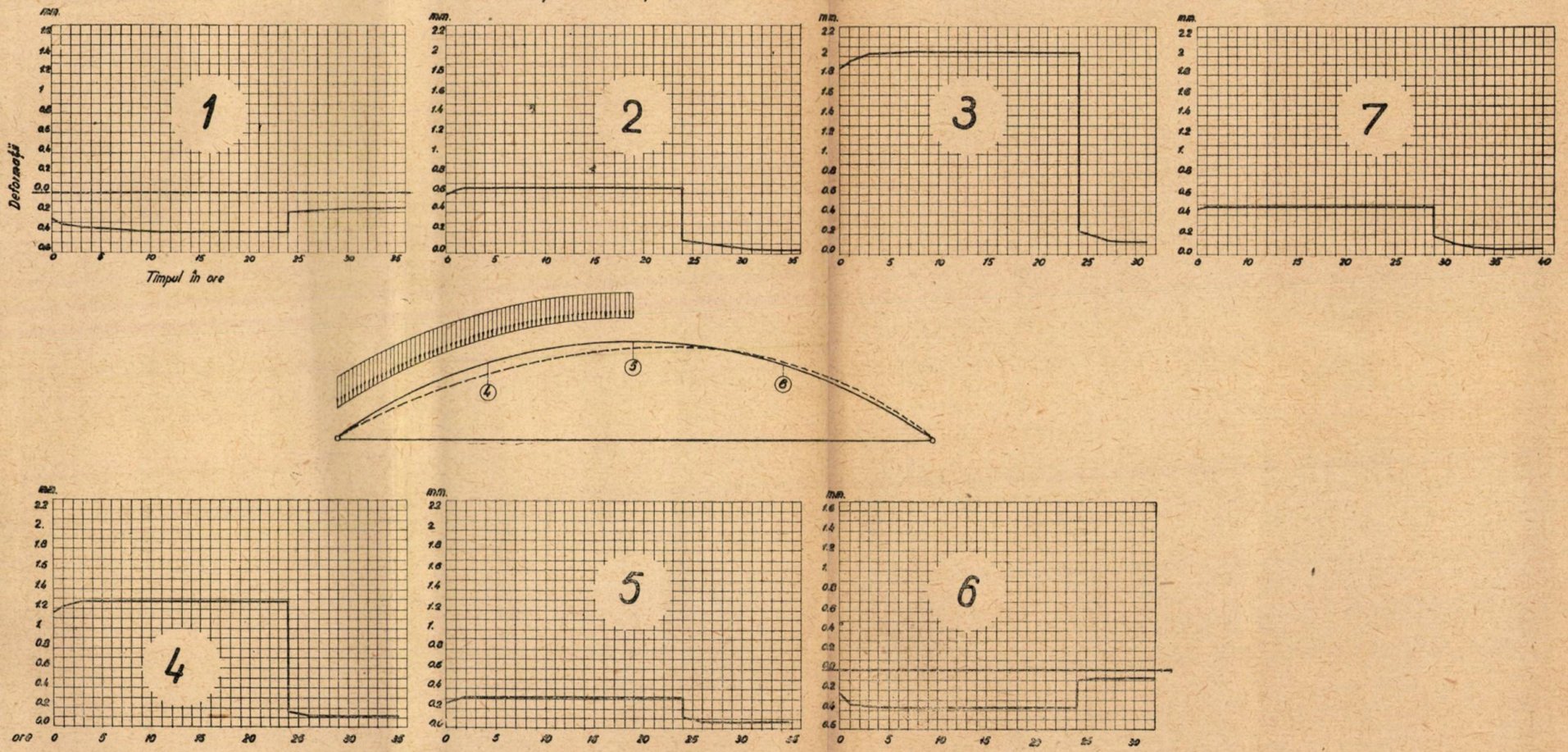
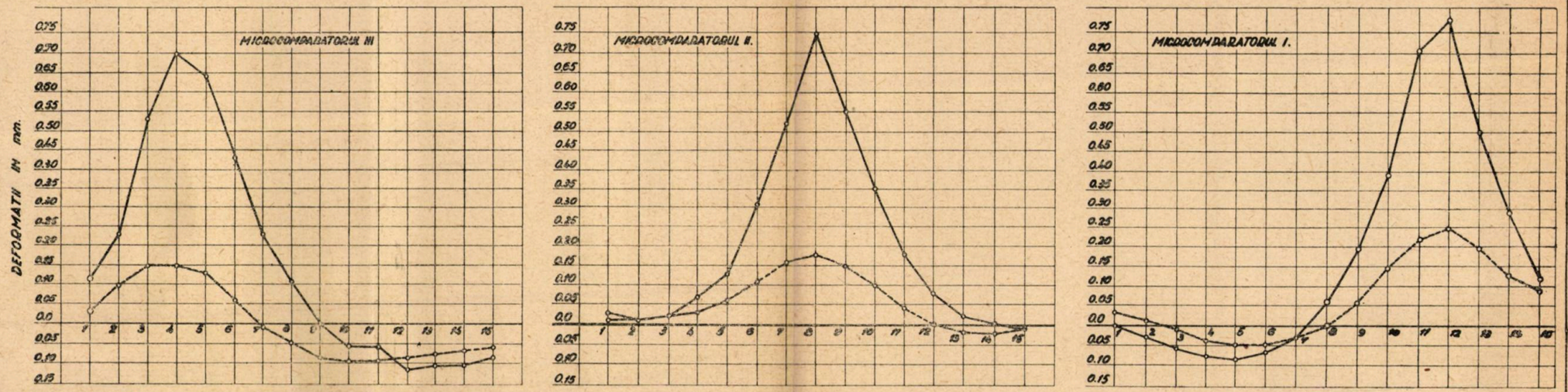


Fig. 5

LINII DE INFLUENTA IN PUNCTELE I·II·III· CÎND SARCINA MOBILA CONCENTRATA PARCURGE DIRECTOAREA b și a



LINII DE INFLUENTA IN PUNCTELE IV·V·VI· CÎND SARCINA MOBILA CONCENTRATA PARCURGE DIRECTOAREA b, a și c.

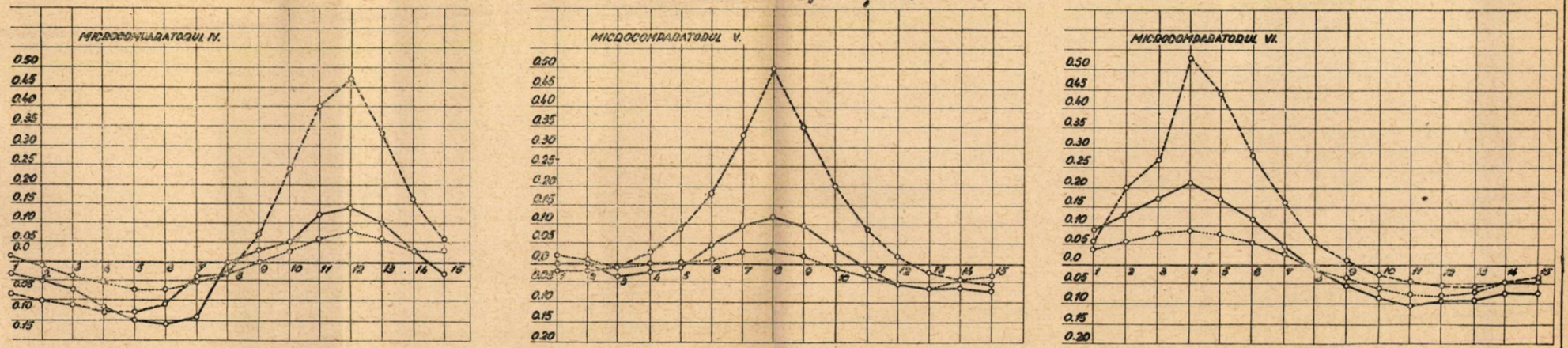


Fig. 6

CURBE DE EGALĂ DEFORMAȚIE.

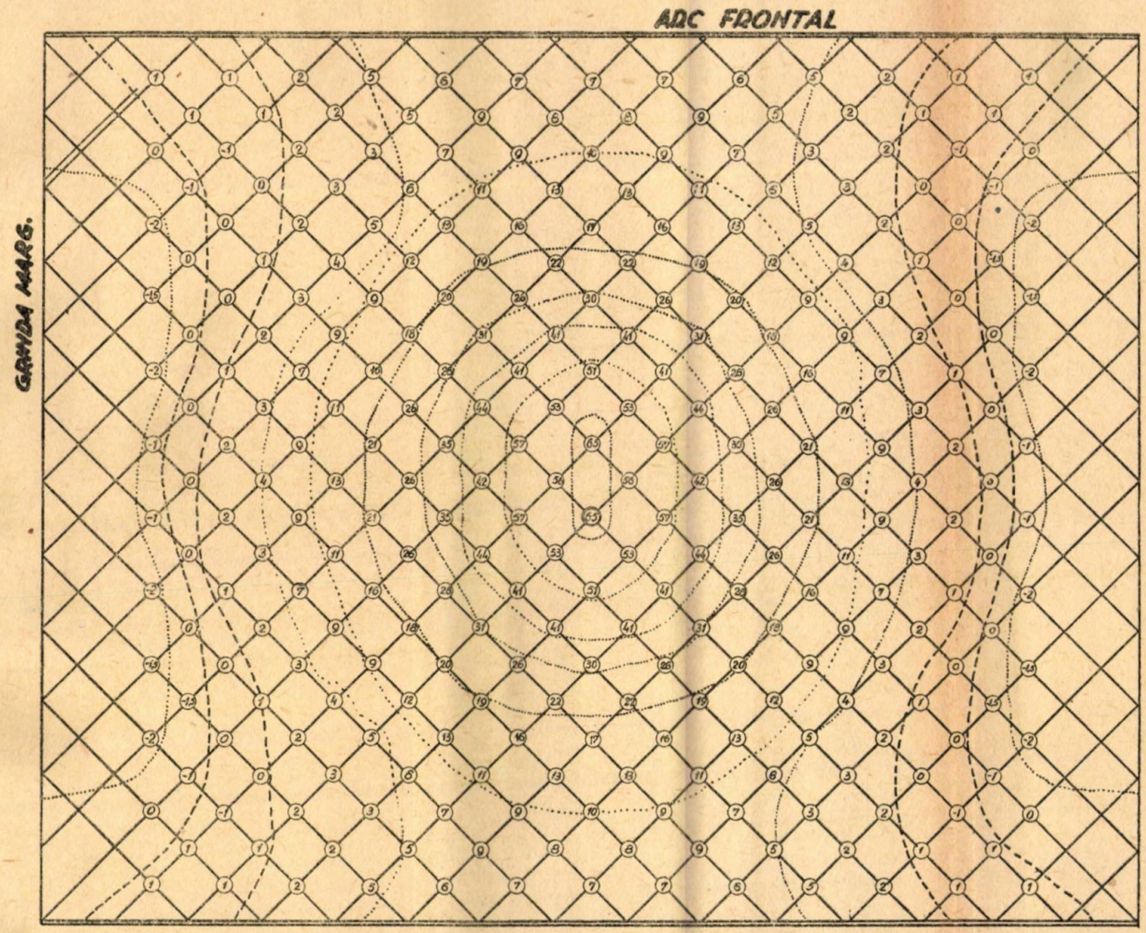


Fig. 8

LINII DE INFLUENȚĂ A DEFORMAȚIILOR GENERATOAREA DELA CHEIE

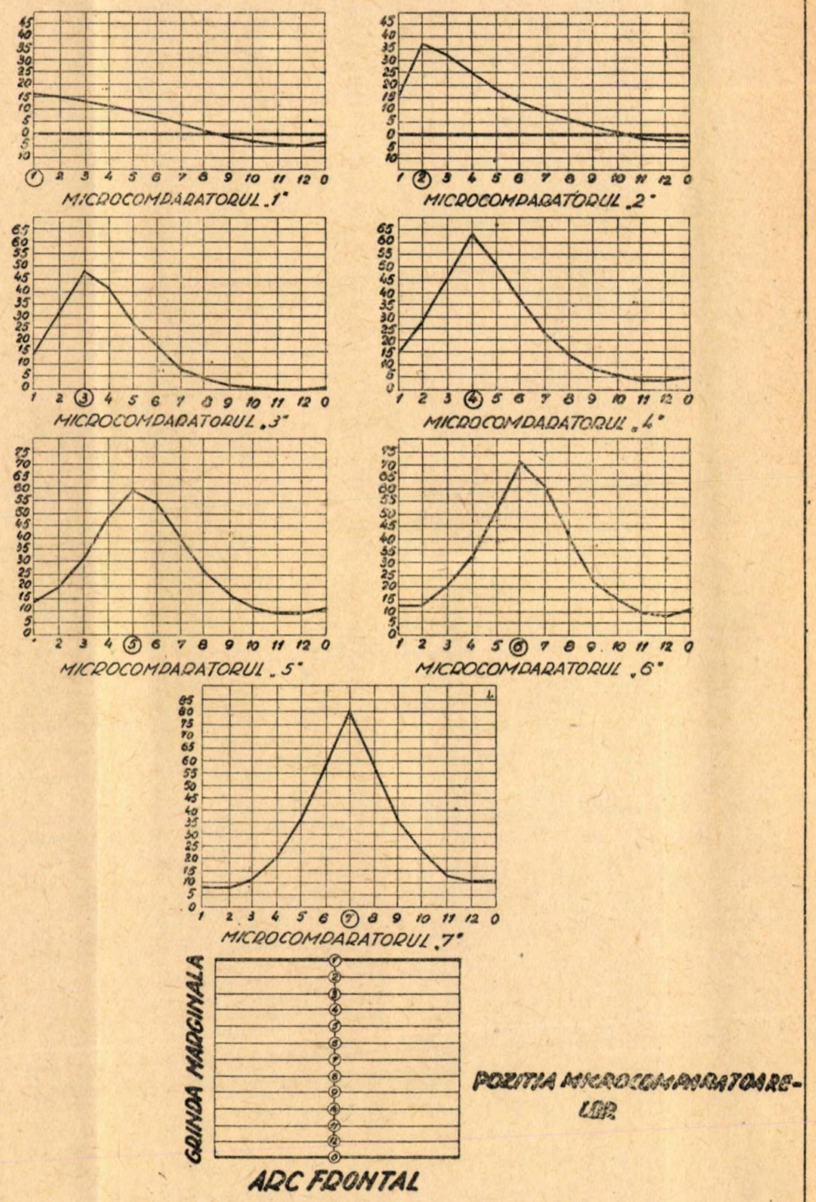


Fig. 7

4. Avram N. Const.: *Curs de beton armat. Calculul și alcătuirea elementelor de construcții* (Litografia Învățământului Timișoara — 1955).

TOIT EN LAMELLES PRÉFABRIQUÉES EN BÉTON ARMÉ

(RÉSUMÉ)

A l'établissement du projet d'un toit pour une halle-laboratoire on a utilisé un système nouveau en notre pays; le toit en question a été réalisé en lamelles préfabriquées en béton armé. Les lamelles sont disposées suivant un réseau orthogonal inscrit sur une surface cylindrique à directrice circulaire. La longueur de la lamelle est de 1,35 m et son poids de 42—44 kg. Le joint des lamelles se fait bout à bout, à l'aide d'un mandrin en acier rond qui traverse la lamelle perpendiculaire.

On a exécuté un modèle réduit du toit à l'échelle 1/10 (fig. 3), sur lequel on a fait des essais préliminaires avec des charges uniformément réparties et concentrées (fig. 4-8).

A présent il est en cours d'exécution un toit expérimental à l'échelle 1/1 dans le but de vérifier la préfabrication et le montage des lamelles, ainsi que le comportement du toit sous les charges.

ПОКРЫТИЕ ИЗ СБОРНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОСЯКОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

При проектировании покрытия над лабораторией была применена новая в нашей стране система, а именно — покрытие из сборных железобетонных косяков. Косяки образуют прямоугольную сеть вписанную в цилиндрическую поверхность с круговой направляющей. Длина косяка равняется 1,35 м, ее вес — 42—44 кг.

Сопряжение косяков делается встык, при помощи металлических шпинделей, которые проходят через перпендикулярные косяки.

Была выполнена уменьшенная модель покрытия в масштабе 1/10 (фиг. 3). Покрытие было подвергнуто пердварительным испытаниям на нагрузки равномерно распределенные и сосредоточенные (фиг 4—8).

В настоящее время строится экспериментальное покрытие в натуральную величину для проверки самих косяков и их сопряжений, равно как и поведения покрытия под нагрузкой.

STUDIUL MIŞCĂRII APEI LA IMBOGĂŢIREA STRATURILOR ACVIFERE CU NIVEL SUB PRESIUNE, CU APLICARE ÎN PRACTICA LUCRĂRILOR DE CAPTARE

DE

CORNEL JURA, MIHAI GIURCONIU

Studiul cuprinde stabilirea condiţiunilor de mişcare a apei în straturi acvifere cu nivel sub presiune, sub acţiunea infiltrării în strat a unui debit de apă de suprafaţă prin construcţii adecvate, cu scopul de a obţine o filtrare naturală a apei în strat şi captarea ei ulterioară. La straturile acvifere cu nivel sub presiune se folosesc fîntîni de infiltrare şi fîntîni de captare şi de cele mai multe ori fîntîni forate, stratul găsindu-se în asemenea condiţiuni la adîncimi relativ mari.

Procedeul de îmbogăţire artificială a straturilor acvifere îşi găseşte o restrînsă aplicare în tehnica dispozitivelor de captare bazate pe surse de apă subterană. Se poate observa însă că la cele mai multe captări de apă subterană debitul se găseşte în scădere deoarece prin exploatarea mai mult sau mai puţin excesivă se tulbură echilibrul natural al păturilor de apă subterană şi se produc modificări în structura straturilor acvifere, în deosebi în apropierea fîntînilor precum şi schimbări ale calităţii suprafeţei de strecurare.

Dacă se aplică procedeul de infiltrare a apei de suprafaţă în sol se acţionează direct în vederea majorării surselor hidraulice ale straturilor şi în general nu se mai pune problema să se găsească un strat acvifer suficient de bogat în apă pentru a putea sta la baza alimentării centrale cu apă a unui oraş ci este suficient, pentru acelaşi scop, să se găsească un strat capabil de a filtra în bune condiţiuni apa de suprafaţă împrumutată, condiţie mult mai uşor de îndeplinit.

Din aceste motive, ca şi în urma calităţilor efective care îi aparţin, procedeul de îmbogăţire a straturilor acvifere se poate încuraja extinzîndu-se astfel cît de mult folosirea acestei preţioase surse de procurare a apei pentru alimentări.

Parametrii de care depinde mişcarea apei din strat sînt: dimensiunile stratului, coeficientul de permeabilitate, nivelul apei în strat şi panta hidraulică, aceea care determină curentul subteran, debitul infiltrat şi cel captat, felul şi amplasamentul construcţiilor de infiltrare şi captare.

Deoarece la straturile acvifere utilizate în modul cel mai obișnuit pentru captare de apă freatică, adică alcătuite din nisipuri necimentate, de la cele fine la cele grosiere. totuși cu o granulometrie suficient de mică pentru a asigura calitatea filtrării, după cum s-a verificat dealtfel pe cale experimentală, mișcarea se face după legea liniară a filtrării în condițiunile unei mișcări laminare, la baza mișcării putem aduce un potențial complex ale cărui funcțiuni: φ echipotențială de viteză și ψ care dă liniile de curent, funcțiuni care satisfac condițiunile Cauchy—Rieman, și ne dau imaginea mișcării, prima oferind elementele necesare pentru cunoașterea suprafeței apei în mișcare iar cea de a doua spectrul hidrodinamic cu limitele de afluență.

Infiltrarea apei în strat oferă spectrul unei surse teoretice și în curent translatoriu al apei din strat ne arată posibilitatea de îmbogățire artificială a stratului acvifer, majorînd uniform densitatea liniilor de flux iar acțiunea unei surse negative sau absorbții, adăugate mișcării naturale de translație ne oferă spectrul cunoscut care se obține în mod obișnuit în cazul unei fîntîni de captare, cu limita sa de afluență.

Ipoteza care stă la baza mișcării teoretice este uniformitatea grosimii stratului și a permeabilității sale ceea ce în mod real sînt condițiuni îndeplinite foarte rar, însă de cele mai multe ori introducerea în calcul a mărimilor medii caracteristice dă rezultate acceptabile.

Pornind de la ecuațiile difențiale ale funcțiunilor φ și ψ obținute prin introducerea vitezelor componente pe cele două axe perpendiculare în plan, v_x și v_y, determinate de coordonatele punctelor teoretice ale surselor și absorbțiilor și de mărimea debitelor infiltrate și exploatate se pot obține cele două funcțiuni care caracterizează mișcarea în toate combinațiile dorite.

Se poate arăta astfel că debitul infiltrat la o sursă S. nu se poate capta integral la o fîntînă A, în cazul că nu există o viteză inițială v_0 a apei în strat favorabilă, adică de la S înspre A, sau dacă $v_0=0$, deoarece unele linii de curent au ramuri la infinit. În schimb dacă există o viteză v_0 de la S, spre A teoretic oricît de mică și practic o valoare care rezultă dintr-un debit al stratului, pe lățimea limitei de afluență, comparabil cu debitul manevrat artificial, se poate concepe infiltrarea în S a unui debit egal cu cel obținut în A, deoarece se formează o limită de afluență la distanță finită și cu atît mai mică cu cît v_0 este mai mare.

Acesta este cazul filtrării naturale, sub protecția unui curent translatoriu natural al apei în stratul acvifer. (Fig. 1).

Dacă nu există acest curent al apei în strat, o limită de afluență la distanță finită nu se poate obține decît prin infiltrarea unui debit mai mare decît cel captat în A.

Să notăm cu S_2 debitul infiltrat și cu A_1 cel captat; în relația

$$S_2=nA_1.$$

cu cît factorul n este mai mare, cu atît limita de afluență este mai restrînsă în sensul mișcării și cu cît distanța $2a$ între S și A este mai mică, cu atît această linie de curent limită obținută pentru $\psi=0$ cuprinde o zonă mai îngustă în sensul perpendicular pe axa SA.

De exemplu pentru $n=1{,}5$ avem intersecția acestei linii de curent cu axele din plan $x_0=y_0=3{,}3$ a.

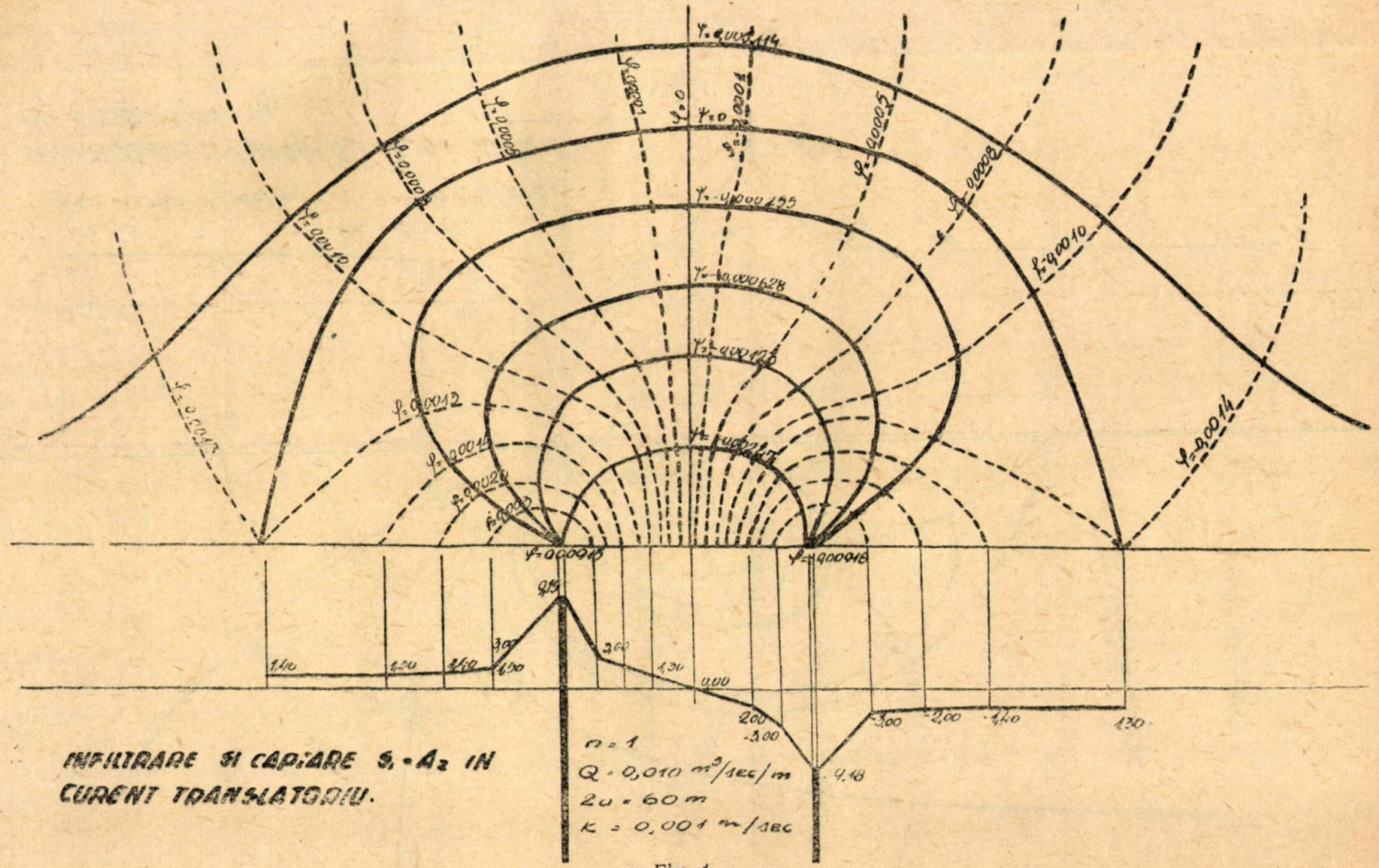
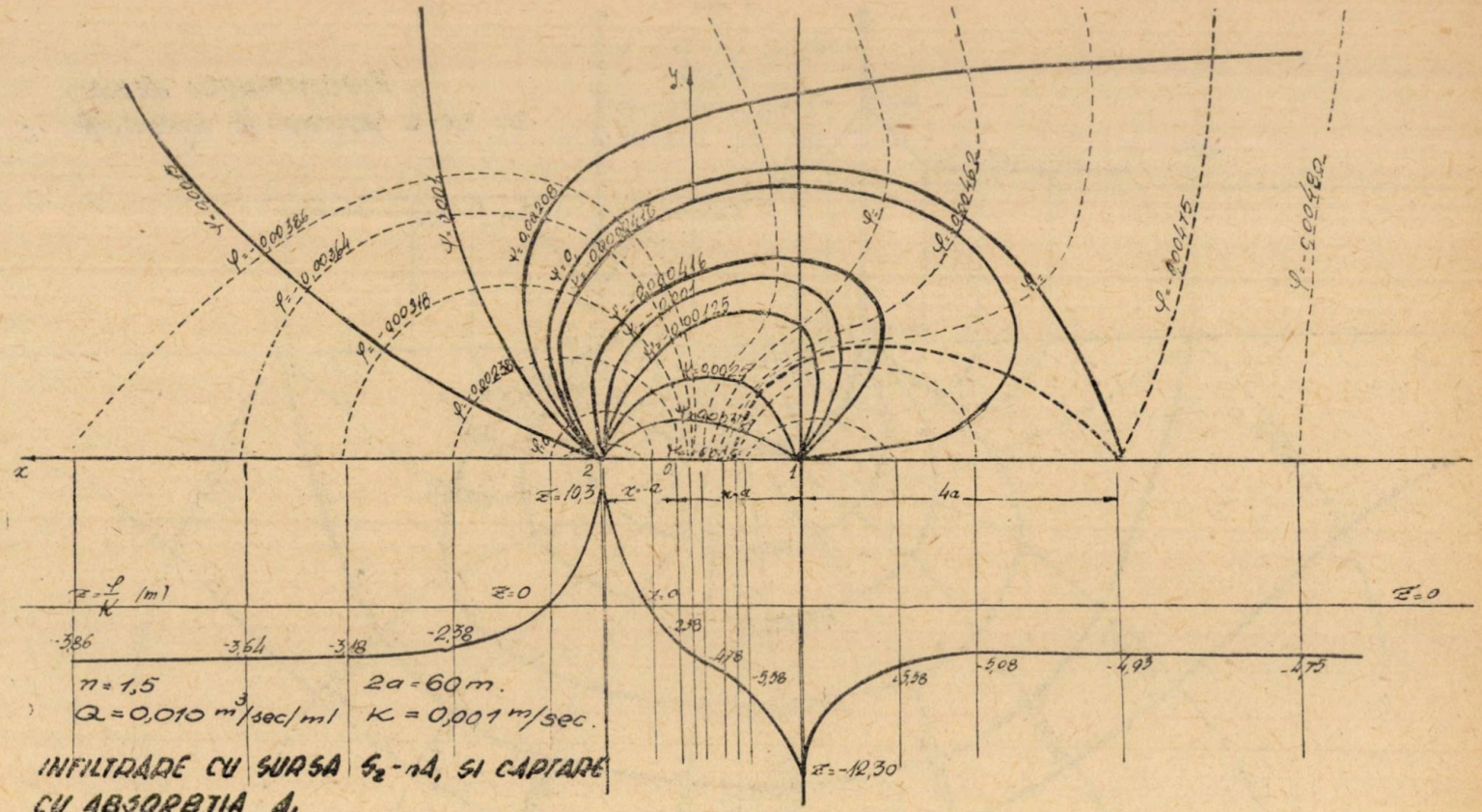

INFILTRARE SI CAPTARE S1 - A2 IN CURENT TRANSLATORIU.
n = 1
Q = 0,010 m³/sec/m
2u = 60 m
K = 0,001 m/sec

Fig. 1



y
x
2
0
1
z=10,3
x=-a
x=a
4a
z=0
z=0
z=-12,30
-3,86
-3,64
-3,18
-2,38
-5,58
-5,08
-4,93
-4,75
n=1,5
Q=0,010 m³/sec/ml
2a=60m.
K=0,001 m/sec.
INFILTRARE CU SURSA S₂-nA₁ SI CAPTARE CU ABSORBȚIA A₁

Fig. 2

Pentru $n=1{,}1$; $x_0=21\cdot a$ și y_0 foarte mare; deoarece distanța $2a$ este necesar să fie suficient de mare pentru condițiunile dorite ale infiltrării nu ne putem mulțumi cu un raport n supraunitar prea mic. Ori, din punct de vedere economic s-ar cere ca n să fie cît se poate de mic, pentru a economisi cantitatea de apă de suprafață infiltrată, nu atît pentru că e greu de procurat ci deoarece în general este necesară o oarecare tratare prealabilă, care ar fi destul de costisitoare.

Acesta este cazul filtrării naturale în strat lipsit de apă sau practic cu apă în mișcare destul de redusă pentru a nu se putea lua practic în considerare. (Fig. 2).

În fine, domeniul economic cel mai productiv al procedeului de filtrare naturală se găsește odată cu folosirea la maximum a vitezei naturale v_0 din strat, destul de importantă la rîndul ei pentru a se putea lua în considerare, cînd e suficient să infiltrăm un debit de completare egal cu debitul necesar a fi captat mai puțin debitul procurat din resursele interne ale stratului.

Aceste este cazul propriu-zis al îmbogățirii artificiale a debitului unui strat acvifer și fîntîna își va procura parte din apă de la sursa artificială, alcătuindu-și prima limită de influență cu o rază destul de restrînsă spre interior și parte din apa proprie a stratului, pe o limită obținută la diferența de debit, finită și cu atît mai restrînsă cu cît permeabilitatea stratului e mai bună, pentru $\psi=0$. Se produce amestecul apei din strat cu a celei infiltrate, singurul mijloc tehnic de a capta separat două calități de apă rămînînd pentru captare prin fîntîni forate cazul fără viteză v_0 cu n mai mare ca 1. (Fig. 3).

Putem cunoaște felul mișcării în cazul general al acțiunii mai multor surse și a mai multor absorbții în diferite combinații prin construcția cîmpului reprezentat prin spectrul mișcării.

În figura 4 e redat cîmpul de acțiune a unei surse cu debitul $S=n\times 4A$, unde fiecare din cele 4 fîntîni de captare au debitul A, și pentru raportul $n=1{,}5$. Se observă că la asemenea combinații, calitativ spectrul nu se schimbă însă apare specificul mișcării combinate, cu limitele de afluență individuale.

În general prin calculul spectrului hidrodinamic al mișcării cu ajutorul diferitelor valori constante atribuite funcțiunilor φ și ψ studiul se face cu ușurință și ajungem la cunoașterea tuturor elementelor mișcării prin care putem răspunde la următoarele probleme generale:

1. Cunoașterea în fiecare punct al cîmpului a vitezei, în mărime, direcție și sens.

2. Determinarea limitelor de afluență și extinderea lor.

3. Unghiul util al surselor egal cu $\frac{2\pi}{n}$, la limita de afluență. Cunoașterea acestui unghiu util este legat de problema generală a înclinării tangentelor la plecare și sosire al curbelor ψ de la surse și la absorbții și care ne arată distribuția debitului pe perimetrul fîntînilor. La toate combinațiile, distribuția e uniformă în toate direcțiile ceea ce ne dă dreptul să dimensionăm fîntînile în consecință cu toată suprafața utilă a filtrelor și construcția însăși a spectrului devine mai simplă și mai exactă.

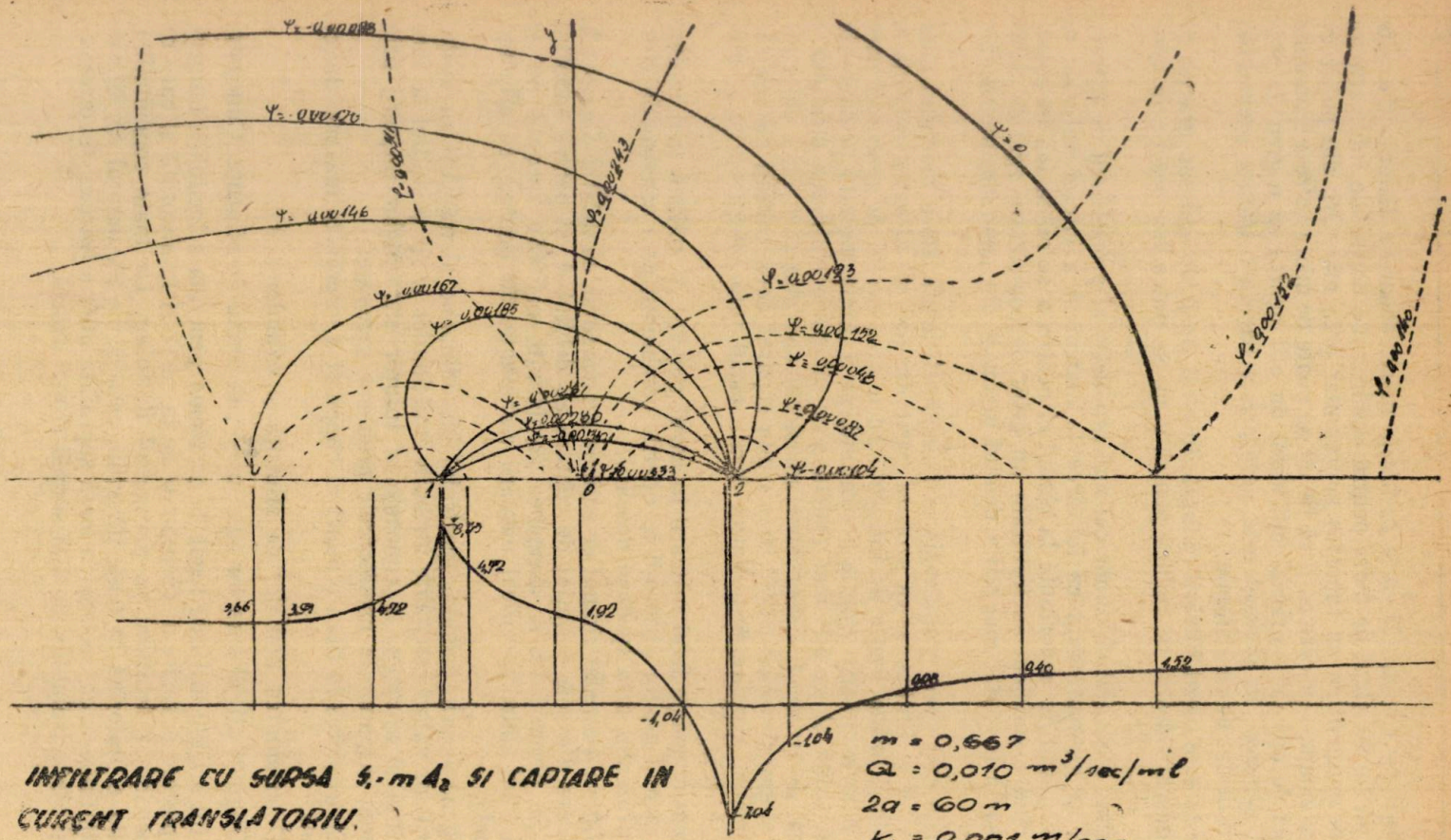

INFILTRARE CU SURSA $q_1 = m A_2$ SI CAPTARE IN CURENT TRANSLATORIU.
m = 0,667
Q = 0,010 m³/sec/ml
2a = 60 m
k = 0,001 m/sec

Fig 3.

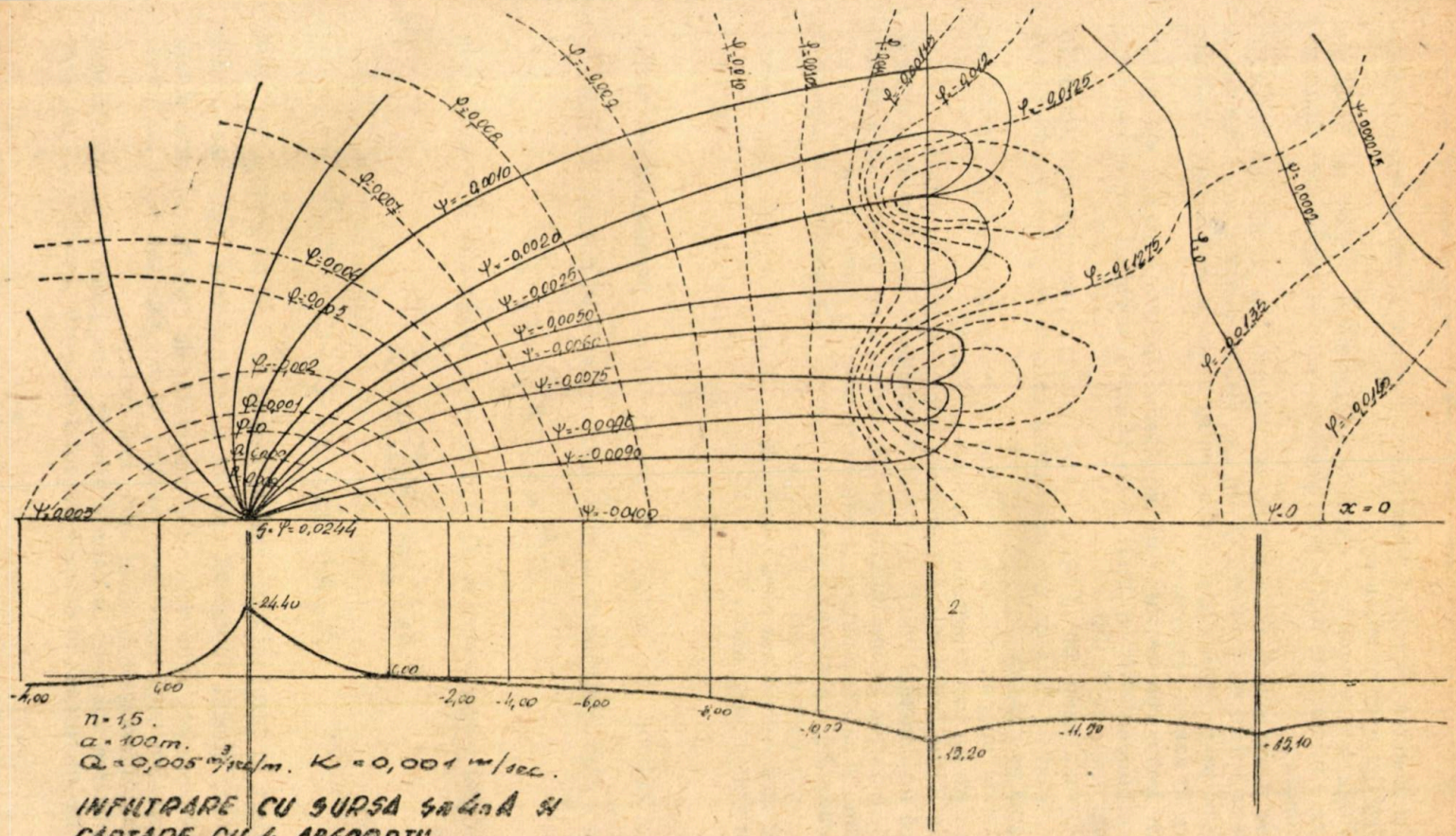

Ψ=0,0003
Ψ=0,0001
Ψ=0
Ψ=-0,0010
Ψ=-0,0020
Ψ=-0,0025
Ψ=-0,0050
Ψ=-0,0060
Ψ=-0,0075
Ψ=-0,0090
Ψ=-0,0100
Ψ=0,0125
Ψ=0,0150
Ψ=0,0175
Ψ=0,0200
Ψ=0,0225
Ψ=0,0250
Ψ=0,0275
Ψ=0,0300
Ψ=0,0325
Ψ=0,0350
Ψ=0,0375
Ψ=0,0400
Ψ=0,0425
Ψ=0,0450
Ψ=0,0475
Ψ=0,0500
Ψ=0,0525
Ψ=0,0550
Ψ=0,0575
Ψ=0,0600
Ψ=0,0625
Ψ=0,0650
Ψ=0,0675
Ψ=0,0700
Ψ=0,0725
Ψ=0,0750
Ψ=0,0775
Ψ=0,0800
Ψ=0,0825
Ψ=0,0850
Ψ=0,0875
Ψ=0,0900
Ψ=0,0925
Ψ=0,0950
Ψ=0,0975
Ψ=0,1000
Ψ=0,1025
Ψ=0,1050
Ψ=0,1075
Ψ=0,1100
Ψ=0,1125
Ψ=0,1150
Ψ=0,1175
Ψ=0,1200
Ψ=0,1225
Ψ=0,1250
Ψ=0,1275
Ψ=0,1300
Ψ=0,1325
Ψ=0,1350
Ψ=0,1375
Ψ=0,1400
Ψ=0,1425
Ψ=0,1450
Ψ=0,1475
Ψ=0,1500
Ψ=0,1525
Ψ=0,1550
Ψ=0,1575
Ψ=0,1600
Ψ=0,1625
Ψ=0,1650
Ψ=0,1675
Ψ=0,1700
Ψ=0,1725
Ψ=0,1750
Ψ=0,1775
Ψ=0,1800
Ψ=0,1825
Ψ=0,1850
Ψ=0,1875
Ψ=0,1900
Ψ=0,1925
Ψ=0,1950
Ψ=0,1975
Ψ=0,2000
Ψ=0,2025
Ψ=0,2050
Ψ=0,2075
Ψ=0,2100
Ψ=0,2125
Ψ=0,2150
Ψ=0,2175
Ψ=0,2200
Ψ=0,2225
Ψ=0,2250
Ψ=0,2275
Ψ=0,2300
Ψ=0,2325
Ψ=0,2350
Ψ=0,2375
Ψ=0,2400
Ψ=0,2425
Ψ=0,2450
Ψ=0,2475
Ψ=0,2500
Ψ=0,2525
Ψ=0,2550
Ψ=0,2575
Ψ=0,2600
Ψ=0,2625
Ψ=0,2650
Ψ=0,2675
Ψ=0,2700
Ψ=0,2725
Ψ=0,2750
Ψ=0,2775
Ψ=0,2800
Ψ=0,2825
Ψ=0,2850
Ψ=0,2875
Ψ=0,2900
Ψ=0,2925
Ψ=0,2950
Ψ=0,2975
Ψ=0,3000
Ψ=0,3025
Ψ=0,3050
Ψ=0,3075
Ψ=0,3100
Ψ=0,3125
Ψ=0,3150
Ψ=0,3175
Ψ=0,3200
Ψ=0,3225
Ψ=0,3250
Ψ=0,3275
Ψ=0,3300
Ψ=0,3325
Ψ=0,3350
Ψ=0,3375
Ψ=0,3400
Ψ=0,3425
Ψ=0,3450
Ψ=0,3475
Ψ=0,3500
Ψ=0,3525
Ψ=0,3550
Ψ=0,3575
Ψ=0,3600
Ψ=0,3625
Ψ=0,3650
Ψ=0,3675
Ψ=0,3700
Ψ=0,3725
Ψ=0,3750
Ψ=0,3775
Ψ=0,3800
Ψ=0,3825
Ψ=0,3850
Ψ=0,3875
Ψ=0,3900
Ψ=0,3925
Ψ=0,3950
Ψ=0,3975
Ψ=0,4000
Ψ=0,4025
Ψ=0,4050
Ψ=0,4075
Ψ=0,4100
Ψ=0,4125
Ψ=0,4150
Ψ=0,4175
Ψ=0,4200
Ψ=0,4225
Ψ=0,4250
Ψ=0,4275
Ψ=0,4300
Ψ=0,4325
Ψ=0,4350
Ψ=0,4375
Ψ=0,4400
Ψ=0,4425
Ψ=0,4450
Ψ=0,4475
Ψ=0,4500
Ψ=0,4525
Ψ=0,4550
Ψ=0,4575
Ψ=0,4600
Ψ=0,4625
Ψ=0,4650
Ψ=0,4675
Ψ=0,4700
Ψ=0,4725
Ψ=0,4750
Ψ=0,4775
Ψ=0,4800
Ψ=0,4825
Ψ=0,4850
Ψ=0,4875
Ψ=0,4900
Ψ=0,4925
Ψ=0,4950
Ψ=0,4975
Ψ=0,5000
Ψ=0,5025
Ψ=0,5050
Ψ=0,5075
Ψ=0,5100
Ψ=0,5125
Ψ=0,5150
Ψ=0,5175
Ψ=0,5200
Ψ=0,5225
Ψ=0,5250
Ψ=0,5275
Ψ=0,5300
Ψ=0,5325
Ψ=0,5350
Ψ=0,5375
Ψ=0,5400
Ψ=0,5425
Ψ=0,5450
Ψ=0,5475
Ψ=0,5500
Ψ=0,5525
Ψ=0,5550
Ψ=0,5575
Ψ=0,5600
Ψ=0,5625
Ψ=0,5650
Ψ=0,5675
Ψ=0,5700
Ψ=0,5725
Ψ=0,5750
Ψ=0,5775
Ψ=0,5800
Ψ=0,5825
Ψ=0,5850
Ψ=0,5875
Ψ=0,5900
Ψ=0,5925
Ψ=0,5950
Ψ=0,5975
Ψ=0,6000
Ψ=0,6025
Ψ=0,6050
Ψ=0,6075
Ψ=0,6100
Ψ=0,6125
Ψ=0,6150
Ψ=0,6175
Ψ=0,6200
Ψ=0,6225
Ψ=0,6250
Ψ=0,6275
Ψ=0,6300
Ψ=0,6325
Ψ=0,6350
Ψ=0,6375
Ψ=0,6400
Ψ=0,6425
Ψ=0,6450
Ψ=0,6475
Ψ=0,6500
Ψ=0,6525
Ψ=0,6550
Ψ=0,6575
Ψ=0,6600
Ψ=0,6625
Ψ=0,6650
Ψ=0,6675
Ψ=0,6700
Ψ=0,6725
Ψ=0,6750
Ψ=0,6775
Ψ=0,6800
Ψ=0,6825
Ψ=0,6850
Ψ=0,6875
Ψ=0,6900
Ψ=0,6925
Ψ=0,6950
Ψ=0,6975
Ψ=0,7000
Ψ=0,7025
Ψ=0,7050
Ψ=0,7075
Ψ=0,7100
Ψ=0,7125
Ψ=0,7150
Ψ=0,7175
Ψ=0,7200
Ψ=0,7225
Ψ=0,7250
Ψ=0,7275
Ψ=0,7300
Ψ=0,7325
Ψ=0,7350
Ψ=0,7375
Ψ=0,7400
Ψ=0,7425
Ψ=0,7450
Ψ=0,7475
Ψ=0,7500
Ψ=0,7525
Ψ=0,7550
Ψ=0,7575
Ψ=0,7600
Ψ=0,7625
Ψ=0,7650
Ψ=0,7675
Ψ=0,7700
Ψ=0,7725
Ψ=0,7750
Ψ=0,7775
Ψ=0,7800
Ψ=0,7825
Ψ=0,7850
Ψ=0,7875
Ψ=0,7900
Ψ=0,7925
Ψ=0,7950
Ψ=0,7975
Ψ=0,8000
Ψ=0,8025
Ψ=0,8050
Ψ=0,8075
Ψ=0,8100
Ψ=0,8125
Ψ=0,8150
Ψ=0,8175
Ψ=0,8200
Ψ=0,8225
Ψ=0,8250
Ψ=0,8275
Ψ=0,8300
Ψ=0,8325
Ψ=0,8350
Ψ=0,8375
Ψ=0,8400
Ψ=0,8425
Ψ=0,8450
Ψ=0,8475
Ψ=0,8500
Ψ=0,8525
Ψ=0,8550
Ψ=0,8575
Ψ=0,8600
Ψ=0,8625
Ψ=0,8650
Ψ=0,8675
Ψ=0,8700
Ψ=0,8725
Ψ=0,8750
Ψ=0,8775
Ψ=0,8800
Ψ=0,8825
Ψ=0,8850
Ψ=0,8875
Ψ=0,8900
Ψ=0,8925
Ψ=0,8950
Ψ=0,8975
Ψ=0,9000
Ψ=0,9025
Ψ=0,9050
Ψ=0,9075
Ψ=0,9100
Ψ=0,9125
Ψ=0,9150
Ψ=0,9175
Ψ=0,9200
Ψ=0,9225
Ψ=0,9250
Ψ=0,9275
Ψ=0,9300
Ψ=0,9325
Ψ=0,9350
Ψ=0,9375
Ψ=0,9400
Ψ=0,9425
Ψ=0,9450
Ψ=0,9475
Ψ=0,9500
Ψ=0,9525
Ψ=0,9550
Ψ=0,9575
Ψ=0,9600
Ψ=0,9625
Ψ=0,9650
Ψ=0,9675
Ψ=0,9700
Ψ=0,9725
Ψ=0,9750
Ψ=0,9775
Ψ=0,9800
Ψ=0,9825
Ψ=0,9850
Ψ=0,9875
Ψ=0,9900
Ψ=0,9925
Ψ=0,9950
Ψ=0,9975
Ψ=1,0000
Ψ=0
x=0
5. Ψ=0,0244
-24.40
6,00
-1,00
-2,00
-4,00
-6,00
-8,00
-10,00
-12,20
-14,20
-16,40
2
n=1,5.
a=100m.
Q=0,005 m³/sec/m. K=0,001 m/sec.
INFILTRARE CU SURSA SAU A SI
CAPTARE CU 4 ABSORBTII.

Fig. 4

4. Cunoaşterea suprafeţei teoretice ne conduce la cunoaşterea elementelor suprafeţei apei în mişcare.

Pe lîngă aceste probleme generale, desprindem o serie de probleme speciale care interesează foarte mult proiectarea cît şi exploatarea construcţiilor şi anume:

a) Se poate stabili dacă fîntîna îşi procura apa numai din infiltraţii artificiale sau dacă ea captează şi din apa stratului cum e cazul din fig. 3 şi anume de pe ce suprafeţe de teren pentru a lua în considerare condiţiile de filtrare în zonele respective.

b) Se poate cerceta influenţa amplasării fîntînilor asupra spectrului, mijloace de îmbunătăţire a limitelor de afluenţă, eventual prevederea unui număr mai mare de fîntîni.

c) Putem calcula timpul necesar apei pentru a parcurge distanţa de la sursă la absorbţie, ceea ce are importanţă în ceea ce priveşte schimbarea calităţii apei pe parcurs.

Suprafaţa apei în mişcare se obţine prin considerarea pierderilor de presiune, care au loc întotdeauna în sensul mişcării.

Panta hidraulică a mişcării în orice punct depinde de viteză.

Legea dependenţei liniare a vitezei în funcţie de pantă $v = K.I$, unde K este coeficientul de permeabilitate cu dimensiunea de m/sec a unei viteze, este valabilă şi ca atare putem să o luăm ca bază de calcul în cea mai mare parte a cîmpului, cu excepţia eventual, a zonei din imediată apropiere a fîntînilor, unde va fi necesară o corecţie.

În aceeaşi ipoteză am avut dreptul de a calcula elementele unui spectru de mişcare potenţială, unde:

$$v_x = \frac{\partial \varphi}{\partial x}; \quad v_y = \frac{\partial \varphi}{\partial y}$$

Se presupune ca atare un coeficient de permeabilitate unitar $K = 1$ m/sec.

Dacă z sînt cotele nivelului piezometric al apei în mişcare avem.

$$K \frac{\partial z}{\partial x} = v_x; \quad K \frac{\partial z}{\partial y} = v_y.$$

Înmulţind cu dx respectiv dy ambele serii de ecuaţii şi însumîndu-le se obţine:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x} dx + \frac{\partial \varphi}{\partial y} dy = K \left(\frac{\partial z}{\partial x} dx + \frac{\partial z}{\partial y} dy \right)$$

şi succesiv:

$$d\varphi = K dz \quad \text{sau} \quad z = \frac{\varphi}{K} + C.$$

Ca atare în cazul mişcării apei subterane în straturi acvifere cu nivel sub presiune, nivelul suprafeţei apei în mişcare z este fracţiunea $\frac{1}{K}$ din ordonatele teoretice, adiţionate cu o constantă, de care în definitiv putem să ne dispensăm dacă introducem condiţii de margine sau dacă ne interesează numai diferenţele de nivel între două puncte.

Cunoaşterea valorilor pe care le primeşte funcţiunea φ pe orice traseu dorim, şi ne interesează în deosebi traseul $x = 0$, $\varphi = 0$ şi $\psi = \text{const.}$ care trece

prin diferite fîntîni, ne conduce astfel la determinarea valorilor z pe traseu sau în orice punct al cîmpului.

Acest procedeu se poate aplica și la determinarea suprafeței apei în mișcare în cazul acțiunii construcțiilor folosite la scoborîrea nivelului de apă freatică. Dacă în stratul acvifer apa are nivel liber, putem determina relația între coordonatele reale z și cele teoretice φ, tot prin intermediul unei constante de integrare C

$$d\varphi = Kzdz$$

și

$$z = \sqrt{\frac{2}{K}(\varphi + C)}$$

Această relație nu se aplică însă în condițiile de funcționare ale construcțiilor de infiltrare și captare studiate în acest elaborat.

Desfășurînd cotele z calculate pe axa Ox obținem în profil longitudinal linia nivelului piezometric al apei care este redată în toate planșele; cotele z sînt date în m.

Diferența maximă z între nivelul cel mai ridicat la periferia sursei și cel mai coborît la periferia construcției de captare depinde de factorii: v_0 favorabil și n nefavorabil.

Astfel la infiltrarea debitului $S_2 = n\ A_1$ cu $n = 1{,}5$ fig. 2 unde $A_1 = 0{,}010$ mc/sec/m strat, se obține $z = 10{,}30 + 12{,}30 = 22{,}60$ m valoare maximă, ceea ce înseamnă că pe lîngă un debit mai mare al sursei $S_2 = 0{,}015$ mc/sec/m strat se cere și o putere mare a pompelor.

La infiltrarea debitului $S_1 = A_2$ fig. 1 avem $z = 9{,}15 + 9{,}16 = 18{,}31$ m găsim o valoare intermediară iar cea mai mică valoare $z = 8{,}35 + 7{,}04 = 15{,}39$ m fig. 3 în cazul $S_1 = mA_2$, unde pentru $m = 0{,}667$; $S_1 = 0{,}0066$ mc/sec/m se obține cînd folosim viteza v_0 a curentului natural în cea mai mare măsură; în mod special pentru valori mici m sau pentru $m = 0$ denivelarea maximă se reduce la depresiunea fîntînii de captare.

Este necesar să cunoaștem nivelul cel mai ridicat pentru a determina presiunea necesară a pompelor de infiltrare și nivelul cel mai scăzut pentru depresiunea necesară a fi creată prin aspirația pompei de captare la periferia fîntînii.

Limitarea domeniului de aplicare a legii liniare $v = RI$ se face punînd condiția numărului Reynolds critic $\mathrm{Re} = 4$.

Pentru valoarea viscozității cinematice a apei

$$\nu = 1{,}01 \cdot 10^{-6}\ \mathrm{m^2/sec} = 1{,}01\ \mathrm{mm^2/sec}$$

calculată la temperatura maximă de 20 °C a apei infiltrate vara și valoarea vitezei maxime admise în strat la fîntîna de infiltrare $v = 0{,}004$ m/sec = 4 mm/sec, diametrul efectiv

$$de = \mathrm{Re}\ \frac{\nu}{v} = 4 \times \frac{1{,}01}{4} \cong 1\ \mathrm{mm}$$

este puțin întîlnit în tehnica exploatărilor de apă subterană ar corespunde un diametru mijlociu de circa 4—5 mm.

Pentru fîntîna de captare, avem în general șanse încă mai reduse de a fi depășită limita Re critic, deoarece la 10 °C avem și vîscozitate mai

mare 1,31 mm²/sec și viteză admisă la perimetrul fîntînii mai mică, max. $v=2$ mm sec.

În realitate diferența z efectivă este ceva mai mare dacă ne raportăm la nivelul real al apei în fîntînă și anume cu suma rezistențelor filtrelor.

O importanță deosebită trebuie acordată calității apei obținute prin filtrarea naturală avînd în considerare toate proprietățile apei:

A. *Proprietăți fizice împrumutate de la strat.*

1. Claritatea apei; la filtrarea naturală într-un strat corespunzător se obține o apă clară. Trebuie să fie limpezită apa înaintea infiltrării pentru a nu se introduce suspensiunile din apă superficială în stratul în care se face filtrarea.

2. Temperatura; după un parcurs al apei cu o durată de circa 125—150 zile distanță în medie de 75—80 m în nisip fin, apa la temperatura stratului, ceea ce este una din cele mai importante avantaje ale filtrării naturale.

3. Alte proprietăți fizice; sînt avantajoase; dacă stratul are coeficient de permeabilitate mai mic decît 0,002 m/sec obținem o apă potabilă ireproșabilă, sub aceste aspecte.

B. *Proprietăți chimice împrumutate de la strat.*

1. Duritatea. Apa obținută este superioară sub aspectul durității, deoarece apa de suprafață e în general prea puțin dură.

2. Conținutul de Fe și Mn constituie singurul dezavantaj. Dacă apa poate împrumuta aceste substanțe din strat este necesară deferuginarea ei, deci o cheltuială în plus. Dealtfel în general, din condițiuni de ordin pur economic nu se poate motiva filtrarea naturală în straturi feruginoase.

3. Alte proprietăți chimice. Depinde de la caz la caz posibilitatea ca apa să-și îmbunătățească sau nu proprietățile chimice. În asemenea cazuri, cînd tratarea apei ulterioară e scumpă, se va renunța în general la filtrare naturală. În special trebuie să ne interesăm ce fel de substanțe poate împrumuta apa din strat în cazul cînd acesta a fost mai mult timp lipsit de apă.

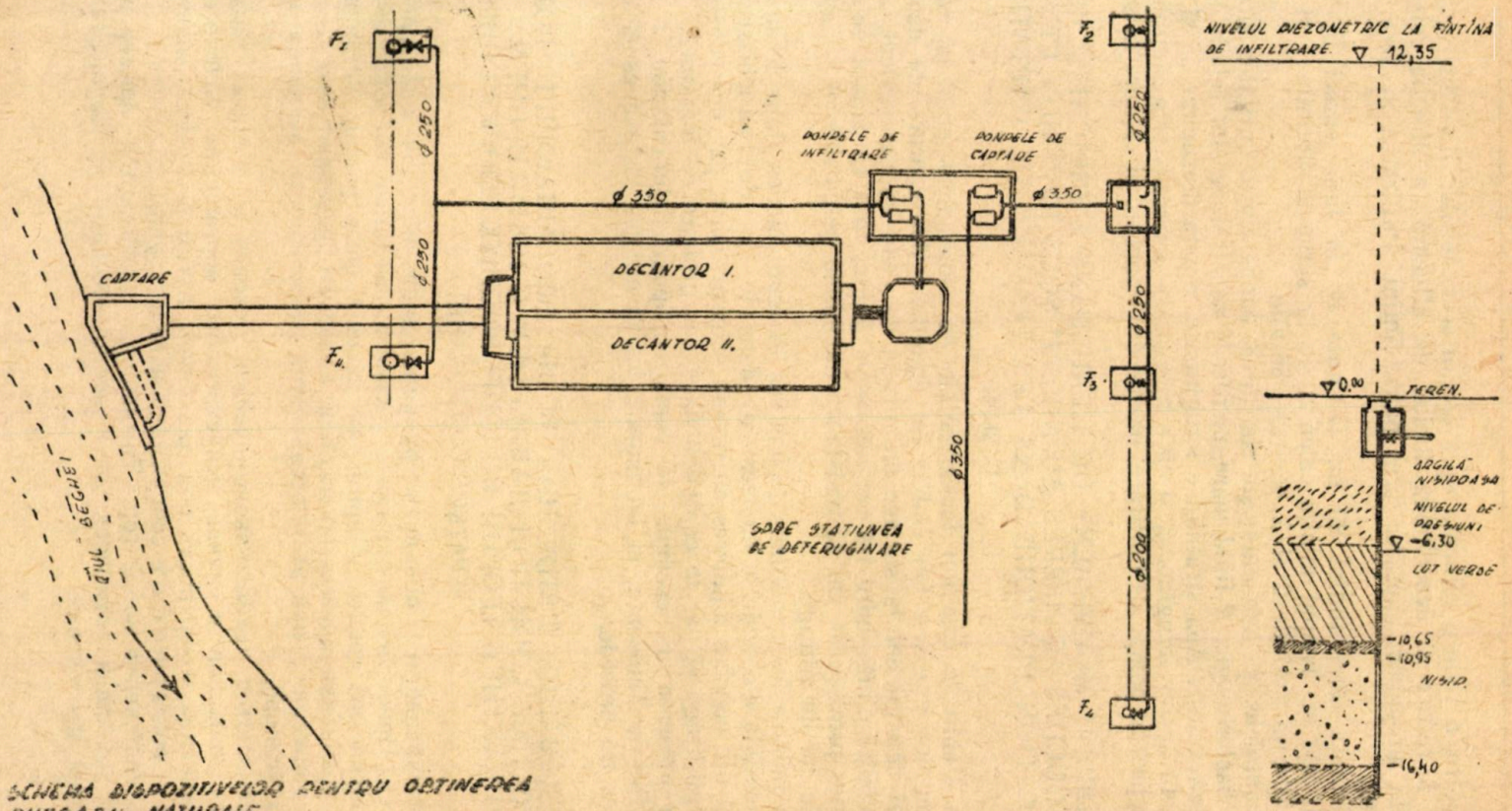
C. *Proprietăți bacteriologice.* Apa e sterilă după un parcurs de circa 20—25 m, durata în medie de zile 40—50 în mod sigur, deci o condiție mai ușoară decît îmbunătățirea temperaturii. Se elimină necesitatea supărătoare a tratării cu clor.

Pentru a exemplifica modul de apreciere al unui ansamblu destinat filtrării naturale, să urmărim posibilitatea de aplicare în tehnică a acestui procedeu în condițiunile orașului Timișoara.

Cunoaștem de la cercetările efectuate cu ocazia proiectării Uzinei de apă de suprafață, intinderea unui arial cunoscut prin sondări de cel puțin 300—400 m de la rîul Beghei, cu proprietăți suficient de constante pe această zonă, arătat prin profilul sondei 2 (fig. 5). Coeficientul $K=0{,}001$ m/sec; la adîncimea de 11,10—16,40 este un strat de 5,30 m de nisip; în calcul 5,00 m.

Panta curentului natural, variabilă și ca mărime între 0,0008 și 0,0025 și ca direcție între Sud și V—SV; ar putea intra în calcul, favorabil, însă fiind destul de mică și nesigură, nu ținem cont de ea.

Propunem o captare de 50 l/sec adică 0,01 mc/sec/m strat și o infiltrare cu $n=1{,}5$ de 75 l/sec. Stratul are și elementele fine.



SCHEMA DISPOZITIVELOR PENTRU OBTINEREA FILTRARII NATURALE.

Fig. 5

Pentru a reduce afluenţa spre fîntîni a materiilor fine din strat şi pentru a reduce şi dezvoltarea limitei de afluenţă în direcţia mişcării generale, propunem captarea prin patru fîntîni. Infiltrarea se face prin 2 fîntîni.

Distanţa între fîntîni 80 m; Distanţa de la linia sursei la linia captării 200 m. Timpul minim calculat de la surse la fîntînile 1 şi 4 = =124 zile; la fîntînile 2 şi 3, centrale, 86 zile.

Avantajele: Se îmbunătăţeşte claritatea, temperatura, duritatea şi conţinutul bacteriologic; R fiind mare, pierderile de presiune sînt relativ mici.

Dezavantaje: Apa stratului e feruginoasă, putem presupune că şi apa infiltarată devine feruginoasă şi că e necesar să o trecem prin staţiune.

Se prevăd pompe de infiltrare, bazine de decantare şi captare în serie.

L'ÉTUDE DU MOUVEMENT DE L'EAU DANS L'ENRICHISSEMENT DES COUCHES AQUIFÈRES AU NIVEAU SOUS PRESSION ET SON APPLICATION PRATIQUE DANS LES TRAVAUX DE CAPTATION

(RÉSUMÉ)

On établit la fonction fondamentale du mouvement pour la détermination des vitesses. On établit les équations des courbes de dépression qui déterminent la surface du niveau de l'eau en mouvement, avec la possibilité d'introduire les conditions de limite, tout en tenant compte des pertes provoquées par la résistance du milieu perméable et en appliquant la loi du filtrage.

On montre les conditions techniques et économiques dans lesquelles il est possible d'obtenir le mouvement, dans le cas de l'enrichissement artificiel des couches aquifères au niveau sous pression, par des constructions d'infiltrage et par la captation dans des groupes de fontaines.

On présente un exemple de captation, pour l'alimentation à eau de la ville de Timişoara, et on montre les avantages techniques et économiques du procédé.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ ВОДЫ ОБОГАЩАЮЩЕЙ ВОДОНОСНЫЕ СЛОИ ПОД ДАВЛЕНИЕМ С ПРИМЕНЕНИЕМ НА ПРАКТИКЕ ТЕОРИИ ВОДОПРОВОДНЫХ СООРУЖЕНИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Устанавливается основная функция движения для определения скоростей. Принимая во внимание потери вызываемые сопротивлением водопроницаемой среды и применяя законы фильтрации, устанавливаются уравнения кривых понижения, которые определяют поверхность воды в движении; при этом оставляется возможность введения предельных условий.

Указываются технико-экономические условия в которых можно получить движение в случае искуственного обогащения водоносных слоев имеющих поверхность под давлением, путем постройки фильтрирующих и водопроводных сооружений в виде группы колодцев.

Для снабжения водой гор. Тимишоары указывается пример проводки обладающей техническими и экономическими преимуществами и делаются заключения.

SOLUȚIONAREA PRINDERII ÎN CUIE A GRINZILOR DE LEMN TIP CHESON CU AJUTORUL ABACELOR

DE

NERVA PORUMB

În anul 1955 a apărut în Editura Institutului Politehnic din Timișoara lucrarea „Abace pentru grinzi economice de lemn" de prof. ing. arh. Porumb N.

Lucrarea permite ca, prin simple citiri în funcție de deschidere și încărcare, să se găsească în timp foarte scurt, dintr-un număr de 101 secțiuni studiate, soluția cea mai economică din punct de vedere al consumului de lemn, pentru grinzile simplu rezemate, soliciate la încovoiere prin sarcini uniform repartizate.

Secțiunile respective de tip cheson, sînt obținute din cîte două rigle STAS 942-50 ca tălpi și cîte două scînduri de 22 mm grosime drept inimi, îmbinate prin încleire sau prin prindere în cuie și epuizează în proporție de aproape 100% combinațiile posibile din elementele amintite.

Cele 30 de abace ale lucrării, elaborate pentru lucrări definitive și pentru lucrări provizorii, dau soluții pentru deschiderile cuprinse între 2,50 și 7,00 m și pentru sarcini pe ml cuprinse între 150 și 900 kg.

Economia de lemn ce se realizează față de grinzile de lemn STAS 942-50 variază între 20 și 45%.

Lucrarea nu rezolvă însă problema prinderii elementelor prin încleire sau în cuie.

În actuala lucrare autorul a soluționat prinderea în cuie a acestor secțiuni cu ajutorul unei metode grafice, tot atît de expeditivă și neîntîlnită pînă acum în bibliografie.

Pentru rezolvarea problemei s-a analizat influența factorilor variabili care determină numărul necesar de cuie, ca de exemplu deschiderea grinzii, secțiunea grinzii, încărcarea ei, natura încărcării: din sarcini permanente sau din sarcini permanente și utile, forța portantă a unui cui etc.

S-a ținut seamă de faptul că solicitarea cuielor din rosturile de îmbinare a elementelor ce formează secțiunea este cauzată de forțele de lunecare pe întreaga lungime a grinzii.

S-a avut în vedere diagrama forțelor de lunecare în cazul grinzilor solicitate numai prin sarcini permanente precum și în acela al solicitării prin sarcini permanente și utile.

În consecință s-au construit abace, pentru cele 101 secțiuni, din care se pot citi, în funcție de deschiderea cunoscută și de modul cunoscut de încărcare a grinzii, variațiile ordonatelor suprafeței forțelor de lunecare.

La elaborarea fiecărei abace s-au avut în vedere toate combinațiile de încărcare între sarcinile permanente și utile care se pot produce la solicitarea elementelor din clădirile civile și industriale și cari s-au avut în vedere și la lucrarea publicată în 1955.

Pentru obținerea abacelor s-au calculat și s-au reprezentat, pentru fiecare secțiune, parametrii:

$$\frac{g \cdot l}{4c}\left(\text{curba } \frac{T_0}{2}\right) \quad \text{respectiv}$$

$$\frac{(2g+p) \cdot l}{8c}\left(\text{curbele } \frac{T_0+T_{75}}{2}, \frac{T_0+T_{150}}{2}, \text{ etc}\right)$$

în care l reprezintă deschiderea grinzii,
g „ sarcina permanentă pe ml,
p „ sarcina utilă pe ml,
c „ raportul dintre momentul de inerție I față de axa x a întregii secțiuni și momentul static S al elementului prins.

Pe lîngă aceste abace s-a construit o nomogramă cu ajutorul căreia, cunoscînd lungimea grinzii și valoarea ordonatelor suprafeței forțelor de lunecare, se poate determina, printr-o simplă citire, numărul de cuie necesare, corespunzător forței portante de 37 kg a cuiului ales potrivit cu grosimea elementului celui mai subțire, cui STAS de 3,5 mm diametru.

Numărul de cuie astfel obținut servește la prinderea unui singur element alunecător de aceea, pentru prinderea celor două rigle care formează tălpile secțiunii cheson, numărul necesar de cuie se dublează.

După stabilirea numărului de cuie, proiectantului nu-i mai revine decît sarcina de a repartiza cuiele potrivit variației solicitărilor, pe întreaga lungime a grinzii.

Exemple:

1. Din abaca a 15-a pentru construcții definitive a lucrării „Abace pentru grinzi economice de lemn", s-a stabilit că pentru o construcție avînd deschiderea de 5,50 m și încărcarea teoretică de 600 kg/ml sarcină permanentă, este necesară, ca cea mai economică, grinda cheson de tipul VIII_9, cu înălțimea de 32 cm și secțiunea $A = 333$ cm^2.

Pentru a determina numărul de cuie necesar îmbinării acestei grinzi, din abaca variației ordonatelor suprafeței forțelor de lunecare pentru diferitele ipoteze de încărcare ale secțiunii VIII_9, se poate citi pe curba $T_0/2$, în dreptul lungimii de 550 cm valoarea de 24,10 kg.

Se ia această valoare și se fixează pe scala kg-lor din nomograma corespunzătoare tipului de cui STAS cu diametrul de 3,5 mm potrivit înimii grinzii alese. Pe urmă, pe scala lungimilor din aceeași nomogramă, se fixează valoarea de 550 cm corespunzătoare deschiderii din

tema dată. Se unesc cele două puncte obținute, printr-o dreaptă și se citește, la intersecția dreptei cu scala cuielor, numărul de cuie necesar prinderii unui element și anume 358 cuie.

Pentru întreaga grindă, talpa superioară plus talpa inferioară, este necesar un număr dublu de cuie, deci 716 cuie.

2 Aceeași secțiune este valabilă de ex. și atunci cînd încărcarea totală de 600 kg este formată din 300 kg sarcină permanentă și 300 kg sarcină utilă. În această ipoteză putem constata din grafic, că ordonata citită pe curba $(T_0+T_{300})/2$ corespunzătoare deschiderii de 550 cm, este de 27,05 kg.

Procedînd ca mai sus, se citește în nomograma tipului de cui cu diametrul de 3,5 mm, numărul necesar de cuie pentru prinderea unui singur element alunecător și anume 408 cuie.

Pentru întreaga grindă, talpa superioară plus cea inferioară, vor fi necesare de două ori atîtea cuie, deci 816 cuie.

BIBLIOGRAFIE

Otreșco A. I. *Stroitelniie Konstrucții* Vol. II. Traducere din limba rusă, Editura Tehnică a Transporturilor București 1952.
Gane și Otescu I. *Acoperișuri Economice de lemn.* Editura Tehnică 1952.
Porumb N. *Abace pentru grinzi economice de lemn.* Editura Inst. Politehnic Timișoara 1955.

SOLUTION DU CLOUAGE DES POUTRES EN BOIS TYPE CAISSON À L'AIDE DES ABAQUES

(RÉSUMÉ)

On a trouvé une méthode graphique pour le clouage des poutres économiques en bois type caisson, qui assure une importante économie de temps à l'établissement du projet de ces poutres.

РЕШЕНИЕ ГВОЗДЕВОГО КРЕПЛЕНИЯ ДЕРЕВЯННЫХ БАЛОК КЕСОННОГО ТИПА, ПОСРЕДСТВОМ АБАК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Разработан новый метод — (графический) — с целью определения числа гвоздей необходимых для крепления деревянных балок кесонного типа, исходя из абак составленных автором для этих балок в одной из предыдущих работ.

Работа состоит из следующего :

а) 101 абака, соответствующих рассмотренным сечениям балок, указывающих изменение ординат поверхностей скользящих сил, при различных возможных нагрузках.

б) одной номограммы превращения скользящих сил в необходимое число стандартизованных гвоздей диаметром 3,5 мм., согласно элементам из которых состоят балки.

METODĂ GRAFICĂ DE DETERMINAREA MOMENTULUI DE INERȚIE ÎN RAPORT CU AXELE CENTRALE

DE

NICOLAE VEZA

Sînt cunoscute în literatura tehnică de specialitate metodele grafice — Mohr și Culmann — pentru obținerea momentului de inerție a figurilor, în raport cu o axă oarecare.

Oricare din metodele utilizate în acest scop duc la rezultate aproximative din următoarele motive:

— se neglijează momentele de inerție centrale a suprafețelor parțiale în cazul cînd nu dispunem de aparate de precizie pentru calculul suprafețelor;

— se reduce figura considerată — și care în general are o formă geometrică oarecare — la figuri de forme geometrice simple, această reducere fiind aproximativă.

Acestor erori ce însoțesc în mod practic calculele conduse după metodele de mai sus li se mai adaugă și faptul că operațiile necesare efectuării calculului sînt laborioase și uneori destul de dificile — de exemplu trasările de curbe.

Este important de remarcat că chiar în cazul figurilor simple — dreptunghi, triunghi, cerc — se ajunge la calcule laborioase și rezultate aproximative.

În cele ce urmează se dă o metodă de aflarea momentului de inerție în raport cu axele centrale începînd cu figurile mai simple și apoi indicînd metoda de calcul pentru figurile mai complicate.

a) **În cazul dreptunghiului.**

Dacă se consideră dreptunghiul de bază b și înălțime h, momentul de inerție în raport cu axa x_0—x_0 ce trece prin centrul de greutate și e paralelă cu latura b se calculează cu expresia:

$$I_{x_0} = \frac{H \cdot F'}{6}$$

în care:

H — distanța polară a poligonului de forțe format cu forța $F = b \cdot h$ (cît suprafața dreptunghiului);

F' — suprafața din poligonul funicular cuprinsă între cele două raze funiculare și o axă oarecare $y—y$ situată la o distanță h de forța F.

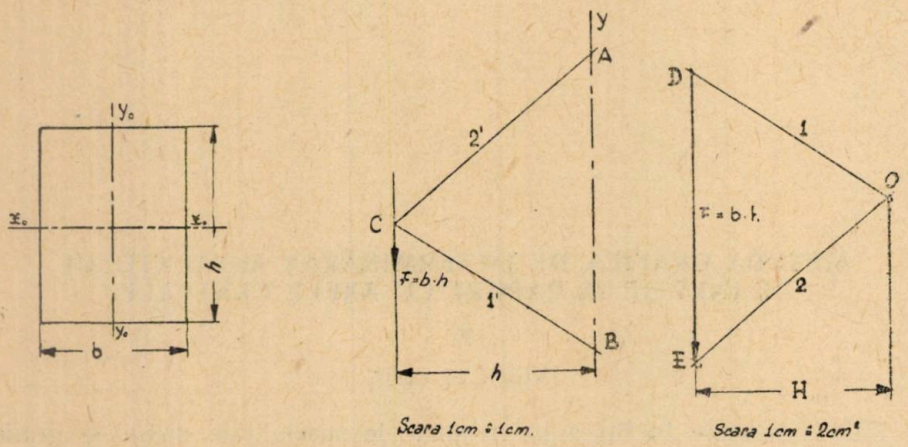


Fig. 1

Intr-adevăr, din asemănarea triunghiurilor ABC și CED, rezultă:

$$bh \cdot h = H \cdot \overline{AB}$$

$$bh^3 = H \cdot \overline{AB} \cdot h$$

$$\frac{bh^3}{12} = H \cdot \frac{\overline{AB} \cdot h}{12}$$

și deci

$$I_{x_0} = \frac{HF'}{6}.$$

In mod cu totul similar se ajunge la expresia

$$I_x = \frac{2HF'}{3}$$

pentru momentul de inerție a dreptunghiului în raport cu baza în care H și F' au aceeași semnificație ca mai sus.

In cazul unei secțiuni formată din două dreptunghiuri ca în fig. 2, suprafața F' este diferența suprafețelor celor două triunghiuri ABC și $A'CB'$.

b) **In cazul triunghiului.**

Dacă se consideră triunghiul de bază b și înălțime h, momentul de inerție în raport cu axa $x_0—x_0$ ce trece prin centrul de greutate și e paralelă cu baza e dat de expresia:

$$I_{x_0} = \frac{HF'}{9}$$

în care:

H — distanța polară a poligonului de forțe format cu forța $F = bh/2$ (cît suprafața triunghiului);

F' — suprafața din poligonul funicular cuprinsă între cele două raze funiculare și o axă oarecare $y—y$ situată la o distanță h de forța F.

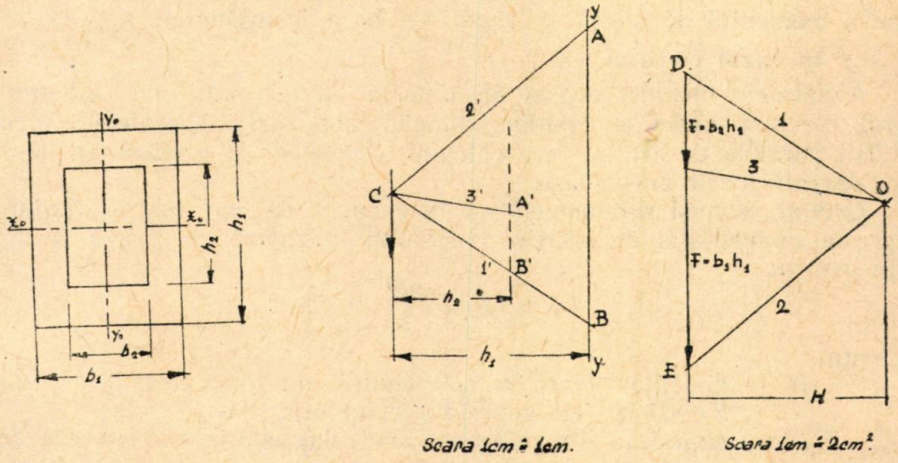


Fig. 2

Într-adevăr din asemănarea triunghiurilor ODE și ABC rezultă:

$$\frac{bh}{2} \cdot h = \overline{AB} \cdot H$$

$$\frac{bh^3}{2} = H \cdot \overline{AB} \cdot h$$

$$\frac{bh^3}{36} = H \cdot \frac{\overline{AB} \cdot h}{2} \cdot \frac{1}{9}$$

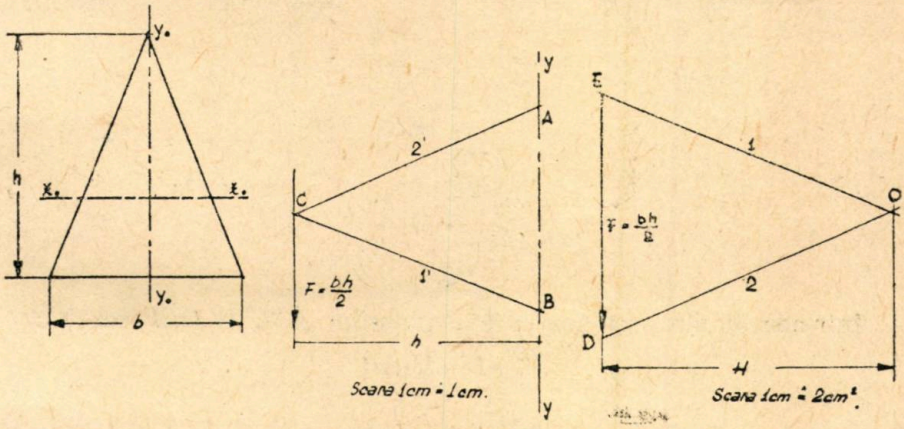


Fig. 3

adică

$$I_{x_0} = \frac{HF'}{9}.$$

In mod similar se ajunge la expresia

$$I_x = \frac{HF'}{3}$$

pentru momentul de inerție în raport cu baza triunghiului.

c) **În cazul cercului.**

Avantajele metodei expuse în această lucrare sînt mai evidente în cazul cercului unde se elimină complet împărțirea suprafeței cercului în fîșii paralele cu axa $x_0—x_0$, calculul centrelor de greutate a fîșiilor etc., operații foarte anevoioase.

Urmînd același raționament ca în cazurile de mai sus se ajunge la expresia momentului de inerție a cercului în raport cu o axă ce trece prin centru:

$$I_{x_0} = \frac{HF'}{8}$$

în care:

H — distanță polară a poligonului de forțe format cu forța $F = \pi D^2/4$ (cît suprafața cercului);

F' — suprafața din poligonul funicular cuprinse între cele două raze funiculare și o axă oarecare $y—y$ situată la distanța D de forța F.

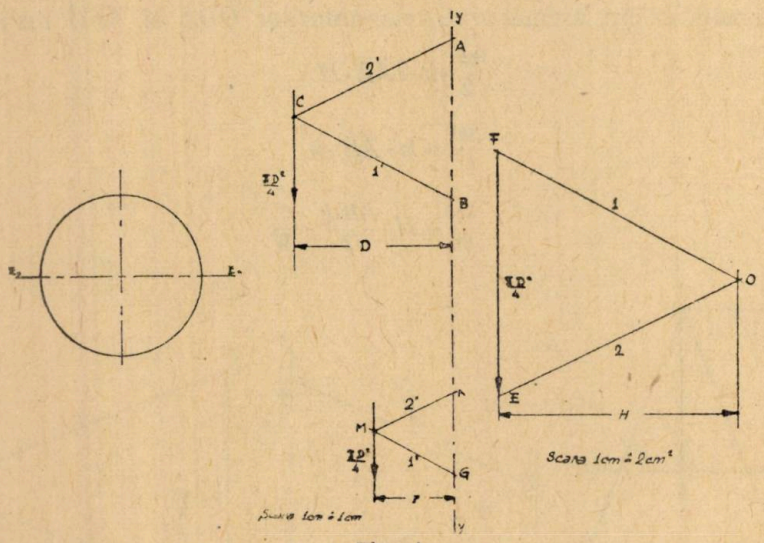


Fig. 4

Într-adevăr din asemănarea triunghiurilor ABC și OEF rezultă:

$$\frac{\pi D^2}{4} \cdot D = H \cdot \overline{AB}$$

$$\frac{\pi D^4}{4} = H \cdot \overline{AB} \cdot D$$

$$\frac{\pi D^4}{64} = H \cdot \frac{\overline{AB} \cdot D}{2} \cdot \frac{1}{8}$$

deci

$$I_{x_0} = \frac{HF'}{8}.$$

În mod similar, dacă forţa $F = \pi D^2/4$ se consideră în poligonul funicular la distanţa r de o axă oarecare $y—y$, expresia momentului de iner-

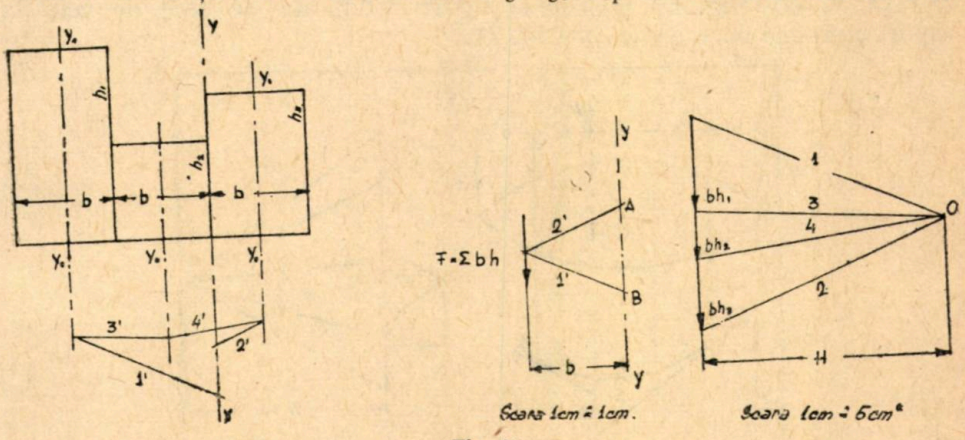


Fig. 5

ţie în raport cu axa $x_0—x_0$ este

$$I_{x_0} = \frac{HF'}{2}$$

în care

F' este suprafaţa cuprinsă între razele funiculare şi axa $y—y$.
H — distanţa polară a poligonului de forţe format cu forţa $F = \pi D^2/4$ (cît suprafaţa cercului).

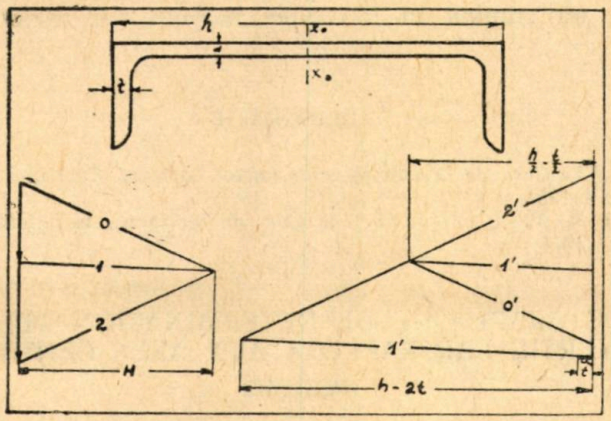


Fig. 6

d) **Pentru o suprafaţă oarecare.**

În cazul unei suprafeţe oarecare, metoda nu elimină toate neajunsurile metodelor Mohr sau Culmann (în special pe acelea ale metodei

Mohr) ci numai o parte din ele — momentul de inerţie în raport cu axele centrale ale fîşiilor.

Ca exemple, în cele ce urmează s-a calculat momentul de inerţie a unei figuri formată din dreptunghiuri de aceeaşi bază şi diferite înălţimi în raport cu o axă oarecare $y—y$ (fig. 5), a unei secţiuni U în raport cu axa $x_0—x_0$ (fig. 6) şi a unei figuri delimitată de arce de cerc în raport cu o axă oarecare $y—y$ (fig. 7).

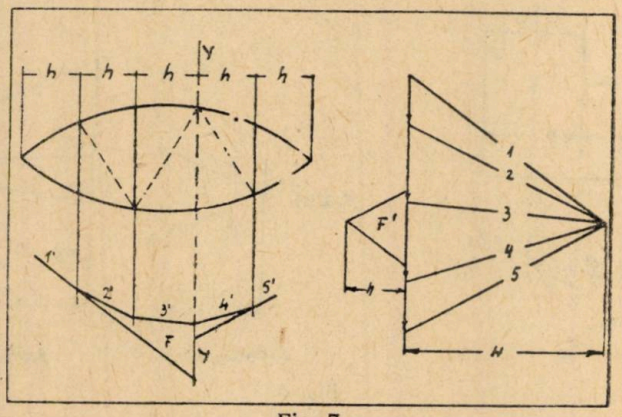


Fig. 7

Concluzii.

Din cele de mai sus se trage concluzia că aplicarea metodei grafice indicată în lucrare, duce la obţinerea rezultatelor pe o cale mai rapidă.

In ceea ce priveşte exactitatea datelor obţinute, metoda prezintă avantajul unor rezultate mai exacte (mai ales pentru figurile geometrice simple inclusiv cercuri).

Lucrarea nu elimină în întregime neajunsurile metodelor Mohr şi Culmann.

BIBLIOGRAFIE

1. Nădăşan Şt. *Curs de rezistenţa materialelor*. Editura Centrului studenţesc Timişoara 1951.
2. Filonenco M. M.-Borodici ş. a. *Curs de rezistenţa materialelor*. Editura Tehnică 1951.

MÉTHODE GRAPHIQUE DE DÉTERMINATION DU MOMENT D'INERTIE PAR RAPPORT AUX AXES CENTRAUX

(RÉSUMÉ)

On peut obtenir, par voie graphique, la valeur des moments d'inertie par rapport aux axes des figures simples, par la construction d'un polygone funiculaire — formé en général de deux rayons funiculaires — et par l'intersection de ses rayons avec un axe situé à une certaine distance de la force qui représente la valeur de la surface.

La distance entre la force et l'axe arbitraire est fonction de la forme de la surface considérée.

Pour le cas des surfaces d'une forme quelconque, on divise d'abord la surface en surfaces simples (rectangles, triangles, cercles) et ensuite on applique le procédé indiqué pour les figures simples mentionnées plus haut.

ГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОМЕНТА ИНЕРЦИИ В СООТВЕТСТВИИ С ЦЕНТРАЛЬНЫМИ ОСЯМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Можно получить графическим путем величину моментов инерции относительно центральных осей простых фигур, посредством построения веревочного многоугольника, образованного двумя радиусами и пересечением его радиусов с осью расположенной на некотором расстоянии от силы, которая представляет собою величину поверхности.

Расстояние между силой и произвольной осью является функцией формы соответствующей поверхности.

Для случая поверхностей любой формы, производится сначала разделение на простые поверхности (прямоугольники, треугольники, круги), а затем применяется указанный прием для этих простых фигур.

GENERALIZAREA METODEI RAZELOR APROXIMATIVE DE GIRAȚIE LA ALEGEREA SECȚIUNILOR METALICE SIMETRICE COMPRIMATE EXCENTRIC

DE

DANIIL ROȘU

Dimensionarea secțiunilor metalice simetrice (cu două axe de simetrie) comprimate excentric se face obișnuit printr-o serie de aproximații succesive, lucru care face ca metoda să fie destul de incomodă, mai ales pentru proiectantul cu puțină experiență.

In conformitate cu prescripțiunile STAS 764-49 și STAS R 3462-52 referitoare la dimensionarea secțiunilor comprimate excentric se poate generaliza metoda razelor aproximative de giratie [1]), (folosită la alegerea secțiunilor comprimate centric) la calculul secțiunilor simetrice comprimate excentric, alegerea secțiunilor făcîndu-se în funcție de caracteristicile ei principale: înălțimea secțiunii h, lățimea secțiunii b precum și aria secțiunii A_{nec}. Aceste caracteristici principale, calculate în funcție de forța axială N, momentul de încovoiere M, lungimile de flambaj precum și forma secțiunii, permit o ușoară și rapidă alegere a elementelor componente ale secțiunii, existînd și posibilitatea chiar ca de la prima încercare să se aleagă o secțiune la care eforturile unitare efective, să fie foarte apropiate de rezistențele admisibile. In plus, în cazul că nu sînt impuse inițial h sau b, se poate găsi soluția cea mai economică din punctul de vedere al consumului de material.

A. CALCULUL CARACTERISTICILOR h, A_{nec} ȘI b.

1. Secțiuni cu inimă plină

Ca secțiuni cu inimă plină considerăm secțiunile la care ambele axe de simetrie (x—x și y—y) taie secțiunea.

Stabilirea caracteristicilor h, A_{nec} și b o vom face pentru cazul mai complex din fig. 1.

a. *Înălțimea secțiunii* (h)

Considerăm ca înălțime a secțiunii dimensiunea în planul de acțiune al momentului. (Vezi schemele din tabela 1). Deosebim două cazuri:

---

[1]) Vezi *Construcții metalice.* Comentarii STAS E. S. A. C. 1955, p. 117.

α) *Înălţimea h este impusă iniţial.* Acesta este cazul obişnuit la dimensionarea halelor industriale.

β) *Înălţimea h nu este impusă.* In acest caz h se determină pornind de la relaţia dintre raza de giraţie şi înălţimea secţiunii:

$$i_x = \alpha_1 \cdot h \tag{1}$$

unde α_1 este un coeficient aproximativ, în funcţie de forma secţiunii, dat în tabela 1.

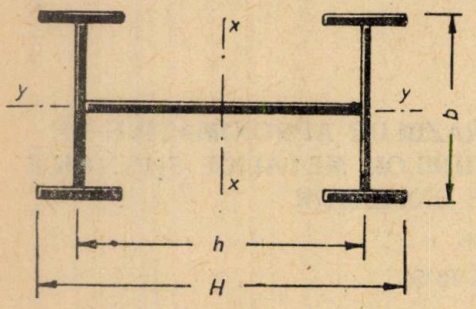


Fig. 1

Dar

$$i_x = \frac{l_{fx}}{\lambda_x} \tag{2}$$

deci

$$h = \frac{l_{fx}}{\alpha_1 \cdot \lambda_x} \tag{3}$$

unde: l_{fx} este lungimea de flambaj de calcul faţă de axa $x-x$,

λ_x — coeficient de zvelteţe. Obişnuit λ_x are valori între 35...65 şi anume invers proporţional cu mărimea momentului de încovoiere M_x.

b. *Aria necesară* (A_{nec})

In formula de verificare a efortului unitar σ_x, pentru flambajul în planul momentului de încovoiere M_x (STAS 764-49)

$$\sigma_x = \frac{N}{\varphi_x \cdot A_b} + \frac{M_x}{W_x} \tag{4}$$

unde: φ_x este coeficientul de flambaj faţă de axa $x-x$;

W_x — modulul de rezistenţă minim, faţă de $x-x$, în cm³

vom înlocui:

α) Momentul de încovoiere

$$M_x = N \cdot e, \tag{5}$$

unde e este excentricitatea, în cm;

β) Modulul de rezistenţă

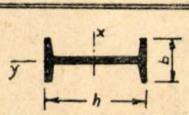
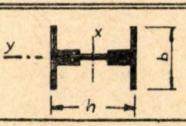
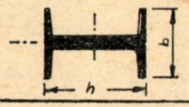
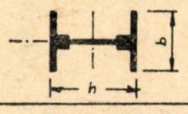
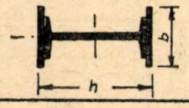
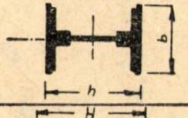
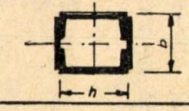
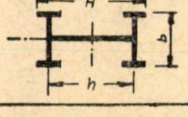
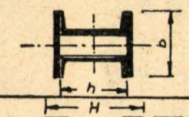
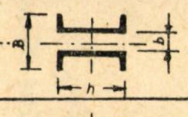
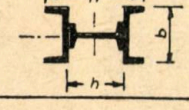
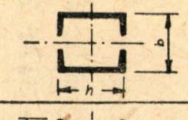
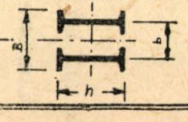
$$W_x = \frac{I_x}{\frac{H}{2}} = \frac{2 \cdot I_x}{H} = \frac{2 \cdot A_b i_x^2}{H} \tag{6}$$

unde H este înălţimea maximă a secţiunii, care se poate exprima prin:

$$H = \rho \cdot h \tag{7}$$

unde ρ este un coeficient aproximativ, în funcţie de forma secţiunii, determinat din tabela 1.

Tabela 1

	SECȚIUNEA	α_1	α_2	φ	φ'	OBSV.		SECȚIUNEA	α_1	α_2	φ	φ'	OBSV.
1		0,400	0,208	1	1		8		0,390	0,170 0,150	1	1	$h \leq 500$ $h > 500$
2		0,386	0,201	1	1		9		0,400	0,185 0,170	1	1	$h \leq 500$ $h > 500$
3		0,417	0,222	1	1		10		0,450	0,240	1	1	
4		0,440	0,380	1	1		11		0,480	0,390	1,2.... 1,5	1	
5		0,465	0,300	1	1		12		0,386	0,750 0,670	1	2.... 2,2	$h < 200$ $h \geq 200$
6		0,568	0,327	1,7 2,0	1	$U < I$ $U > I$	13		0,386	0,455	1	1	
7		0,430	0,240	1	1		14		0,400	0,512	1	1,4.....1,6	

BUCUREȘTI MUZEUL TEHNIC

Inlocuind în (7) pe h cu (3) avem:

$$H = \frac{\rho \cdot l_{fx}}{\alpha_1 \cdot \lambda_x}. \tag{8}$$

In fine, întroducînd (8) în (6) şi înlocuind i_x cu (2), avem:

$$W_x = \frac{2 \cdot A_b \cdot i_x^2 \cdot \alpha_1 \cdot \lambda_x}{\rho \cdot l_{fx}} = \frac{2\alpha_1 \cdot \lambda_x \cdot A_b \cdot l_{fx}^2}{\rho \cdot l_{fx} \cdot \lambda_x^2} = \frac{2\alpha_1 \cdot l_{fx} \cdot A_b}{\rho \cdot \lambda_x}. \tag{9}$$

In formula (4) substituind pe M_x şi W_x cu (5) şi (9), avem:

$$\sigma_x = \frac{N}{\varphi_x \cdot A_b} + \frac{N \cdot e \cdot \rho \cdot \lambda_x}{2 \cdot \alpha_1 \cdot l_{fx} \cdot A_b} = \frac{N}{A_b}\left(\frac{1}{\varphi_x} + \frac{\rho \cdot e \cdot \lambda_x}{2 \cdot \alpha_1 \cdot l_{fx}}\right) \tag{10}$$

iar aria necesară va fi:

$$A_{nec} = \frac{N}{\sigma_{ac}}\left(\frac{1}{\varphi_x} + \frac{\rho \cdot e \cdot \lambda_x}{2 \cdot \alpha_1 \cdot l_{fx}}\right) \tag{11}$$

unde am înlocuit $\sigma_x = \sigma_{ac}$.

Conform STAS 764-49 putem înlocui $\frac{1}{\varphi_x} = \omega_x$, deci:

$$A_{nec} = \frac{N}{\sigma_{ac}}\left(\omega_x + \frac{\rho \cdot e \cdot \lambda_x}{2 \cdot \alpha_1 \cdot l_{fx}}\right). \tag{11a}$$

In formulele (11) şi (11a) φ_x, respectiv ω_x, este coeficientul de flambaj, sau multiplicatorul de flambaj, corespunzător coeficientului de zvelteţe λ_x.

In ceea ce priveşte alegerea coeficientului de zvelteţe, λ_x, deosebim două cazuri.

α) *Secţiuni la care este impusă înălţimea h.* In acest caz

$$\lambda_x = \frac{l_{fx}}{i_x} = \frac{l_{fx}}{\alpha_1 \cdot h}; \tag{12}$$

deci o valoare bine determinată.

β) *Secţiuni la care nu este impusă înălţimea h.* In acest caz pentru λ_x se ia aceeaşi valoare luată la calculul înălţimii h (3).

c. *Lăţimea secţiunii (b)*

Lăţimea secţiunii se obţine plecînd de la formula de verificare a efortului unitar (σ_y) pentru flambajul într-un plan perpendicular pe planul de acţiune al momentului, adică faţă de axa y—y.

Conform STAS R 3462-52:

$$\sigma_y = \frac{N}{\varphi_y \cdot K_2 \cdot A_b} \tag{13}$$

unde: φ_y este coeficientul de flambaj după axa y—y;

K_2 — coeficient care ţine seama de influenţa momentului M_x asupra flambajului după axa $y-y$. Valorile coeficientului K_2 se dau în tabela 2, în funcţie de raportul $\frac{M_x}{N \cdot h} = \frac{e}{h}$

Tabela 2

Coeficienţii K_2 (STAS R-3462-52)

$\frac{M}{N \cdot h}$	0,0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0	≥2,5
K_2	1,0	0,78	0,62	0,51	0,42	0,36	0,32	0,28	0,25	0,23	0,21	0,17

In formula (13) înlocuind $\sigma_y = \sigma_{ac}$; $A_b = A_{nec}$ [calculat cu (11) sau cu (11a)], iar K_2 fiind determinat din tabela 2 în funcţie de $\frac{e}{h}$ (valori cunoscute), rămîne ca necunoscută doar φ_y, adică:

$$\varphi_y = \frac{N}{K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}. \tag{14}$$

Pentru a exprima lăţimea b printr-o formulă similară cu (3) vom căuta o relaţie simplă între λ şi φ. In acest sens, reprezentînd pentru OL 38 coeficientul de flambaj în funcţie de coeficientul de zvelteţe λ (fig. 2) se vede că în intervalul $20 < \lambda < 80$, variaţia lui φ este aproximativ liniară. Cum în cazul

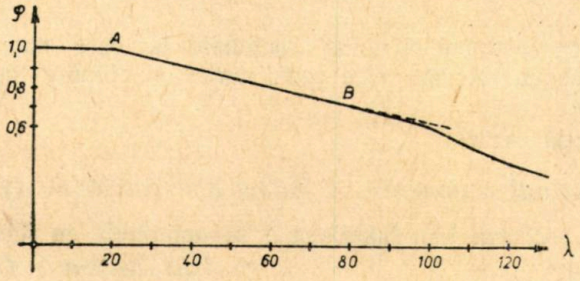


Fig. 2

compresiunii excentrice valorile λ nu întrec, de regulă, 100, putem extinde această variaţie liniară a coeficientului λ pînă la limita domeniului plastic ($\lambda = 105$), diferenţele fiind mici. Scriind pentru OL 38, ecuaţia dreptei ce trece prin punctele: $A(\lambda = 20;\ \varphi = 1)$ şi $B(\lambda = 80;\ \varphi = 0{,}723)$ găsim:

$$\frac{\varphi - 1}{0{,}723 - 1} = \frac{\lambda - 20}{80 - 20} \tag{15}$$

sau

$$0{,}277\lambda + 60\varphi = 65{,}54 \tag{16}$$

de unde:

$$\varphi = 1{,}095 - 0{,}00462\lambda. \tag{17}$$

Inlocuind în (14) pe φ cu (17) şi exprimînd pe λ_y avem:

$$\lambda_y = \frac{1{,}095}{0{,}00462} - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}} = 237 - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}} \tag{18}$$

Din:

$$\lambda_y = \frac{l_{fy}}{i_y} = \frac{l_{fy}}{\alpha_2 \cdot b} \tag{19}$$

scoatem:

$$b = \frac{l_{fy}}{\alpha_2 \cdot \lambda_y} \tag{20}$$

şi înlocuind λ_y cu ecuaţia (18) avem în definitiv:

$$b = \frac{l_{fy}}{\alpha_2} \cdot \frac{1}{237 - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}} \tag{21}$$

unde: α_2 este un coeficient aproximativ dat în tabela 1 în funcţie de forma secţiunii ce exprimă raportul dintre raza de giraţie i_y şi lăţimea secţiunii b.

Dacă în relaţia (21) termenul $237 - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}$ este mai mare decît valoarea coeficientului de zvelteţe maxim admis pentru elementul care se dimensionează (vezi, de exemplu: *Construcţii Metalice* Comentarii STAS p. 111) în locul acestuia se va introduce $\lambda_{y\,max}$ admis.

2. Secţiuni compuse

Considerăm ca secţiunui compuse, secţiunile la care numai o axă de simetrie taie secţiunea. Acesta este cazul curent al stîlpilor cu plăcuţe sau zăbreluţe (fig. 3).

Distingem două cazuri:

a. *Momentul acţionează în planul axei imateriale* $(y-y)$

α) *Înălţimea secţiunii* (h). Înălţimea h se determină cu relaţia (3).

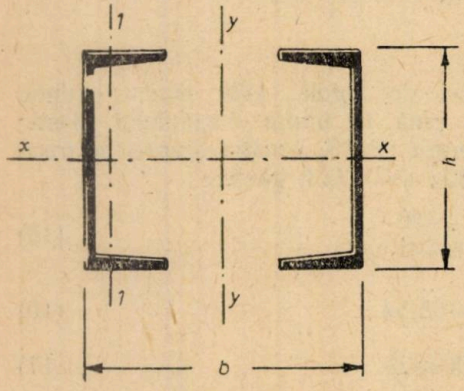


Fig. 3

β) *Aria necesară* (A_{nec}). Aria necesară se determină obişnuit cu relaţia (11) sau (11a)

γ) *Lăţimea secţiunii* (b). Pentru determinarea lăţimii b (distanţa dintre profile) se porneşte de la formula:

$$\sigma_{id} = \frac{N}{\varphi_{id} \cdot K_2 \cdot A_b} \tag{22}$$

de unde:

$$\varphi_{id} = \frac{N}{K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}. \tag{23}$$

Scriind însă că:

$$\varphi_{id} = 1{,}095 - 0{,}00462\,\lambda_{id}$$

avem:

$$\lambda_{id} = 237 - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K_2 \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}. \tag{24}$$

Pe de altă parte λ_{id} are următoarele valori:

$$\lambda_{id}=\sqrt{\lambda_y^2+\lambda_1^2} \qquad \text{(cazul plăcuţelor)} \qquad (25)$$

$$\lambda_{id}=\sqrt{\lambda_y^2+27\frac{A_{nec}}{A_d}} \qquad \text{(cazul zăbreluţelor)} \qquad (26)$$

unde:

$$\lambda_y=\frac{l_{fy}}{i_y}$$

λ_1 este coeficientul de zvelteţe a unui element care compune secţiunea, faţă de axa 1—1 (vezi fig. 3). Obişnuit se alege $\lambda_1=40\ldots50$.

A_d — secţiunea normală a tuturor elementelor de solidarizare dintr-un panou (distanţa între două noduri), în cm^2.

Din (25) şi (26) se scoate:

$$\lambda_y=\sqrt{\lambda_{id}^2-\lambda_1^2} \qquad \text{(plăcuţe)} \qquad (27)$$

$$\lambda_y=\sqrt{\lambda_{id}^2-27\frac{A_{nec}}{A_d}} \qquad \text{(zăbreluţe).} \qquad (28)$$

Cunoscînd pe λ_y, lăţimea b va fi:

$$b=\frac{l_{fy}}{\alpha_2\cdot\lambda_y} \qquad (29)$$

sau înlocuind:

$$b=\frac{l_{fy}}{\alpha_2}\cdot\frac{1}{\sqrt{\left(237-\frac{N}{0{,}00462\cdot K_2\cdot A_{nec}\cdot\sigma_{ac}}\right)^2-\lambda_1^2}} \qquad \text{(plăcuţe)} \qquad (30)$$

sau

$$b=\frac{l_{fy}}{\alpha_2}\cdot\frac{1}{\sqrt{\left(237-\frac{N}{0{,}00462\cdot K_2\cdot A_{nec}\cdot\sigma_{ac}}\right)^2-27\frac{A_{nec}}{A_d}}} \qquad \text{(zăbreluţe).} \qquad (31)$$

b. *Momentul acţionează în planul axei materiale*

α) *Înălţimea secţiunii* (b).

Menţinînd fig. 3, vom considera ca înălţime a secţiunii distanţa b, care se determină cu:

$$b=\frac{l_{fy}}{\alpha_2\cdot\lambda_y} \qquad (32)$$

unde înlocuind pe λ_y cu relaţiile (27) sau (28) avem:

$$b=\frac{l_{fy}}{\alpha_2}\cdot\frac{1}{\sqrt{\lambda_{id}^2-\lambda_1^2}} \qquad \text{(plăcuţe)} \qquad (33)$$

şi

$$b = \frac{l_{fy}}{\alpha_2} \cdot \frac{1}{\sqrt{\lambda_{id}^2 - 27\,\frac{A_{nec}}{A_d}}} \qquad \text{(zăbreluţe).} \tag{34}$$

In formulele (33) şi (34) se alege arbitrar λ_{id}.

β) *Aria necesară* (A_{nec}).

Se determină obişnuit, cu diferenţa că în loc de λ_x se lucrează cu λ_{id}, adică:

$$A_{nec} = \frac{N}{\sigma_{ac}} \left(\varphi_{id} + \frac{\rho \cdot e \cdot \lambda_{id}}{2 \cdot \alpha_2 \cdot l_{fy}} \right). \tag{35}$$

In această formulă λ_{id} are aceeaşi valoare ca cea aleasă pentru calculul înălţimii b.

γ) *Lăţimea secţiunii* (h).

Lăţimea secţiunii, (în acest caz h) se determină pornind de la relaţia:

$$\sigma_x = \frac{N}{\varphi_x \cdot K \cdot A_{nec}} \tag{36}$$

unde: K este un coeficient similar cu K_2. Se determină însă cu formula: (Otreşco: Elemente de Construcţii vol. 1. OPED p. 68)

$$K = \frac{1}{2}\left(1 + \frac{1}{1+m}\right) \tag{37}$$

unde:

$$m = \frac{M_y \cdot A_{nec}}{W_y \cdot N}. \tag{38}$$

In această relaţie înlocuind (5) şi (9) avem:

$$m = \frac{N \cdot e \cdot A_{nec} \cdot \lambda_y}{N \cdot 2 \cdot \alpha_2 \cdot l_{fy} \cdot A_{nec}} = \frac{e \cdot \lambda_y}{2 \cdot \alpha_2 \cdot l_{fy}} \tag{39}$$

dar:

$$b = \frac{l_{fy}}{\alpha_2 \cdot \lambda_y}$$

deci

$$m = \frac{e}{2 \cdot \alpha_2^2 \cdot b}. \tag{40}$$

Introducînd pe (40) în (37) avem deci:

$$K = 0{,}5\left(1 + \frac{1}{1 + \frac{e}{2\alpha_2^2 \cdot b}}\right). \tag{41}$$

Din relaţia (36) scoatem:

$$\varphi_x = \frac{N}{K \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}} \tag{42}$$

şi înlocuind pe φ_x în funcţie de λ_x, avem:

$$\lambda_x = 237 - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}. \tag{43}$$

Lăţimea secţiunii va fi deci:

$$h = \frac{l_{fy}}{\alpha_1} \cdot \frac{1}{237 - \frac{N}{0{,}00462 \cdot K \cdot A_{nec} \cdot \sigma_{ac}}}. \tag{44}$$

B. ALEGEREA ELEMENTELOR COMPONENTE ALE SECŢIUNII ŞI VERIFICAREA EFORTURILOR UNITARE

1. Secţiuni cu inimă plină

a. *Secţiuni la care este impusă înălţimea h*

Fiind cunoscută înălţimea h, se calculează cu relaţia (12) coeficientul de zvelteţe λ_x, cu care apoi se determină A_{nec} şi lăţimea b, folosind relaţiile (11) şi (21). In funcţie de A_{nec}, h şi b se caută a se alcătui o secţiune (de forma celei alese iniţial la calculul lui λ_x) care să satisfacă cele trei caracteristici.

Dacă secţiunea se compune din elemente laminate şi platbenzi se va ţine seama la alegerea elementelor componente ale secţiunii şi de condiţiile cerute de stabilitatea locală, condiţii indicate în fig. 4.

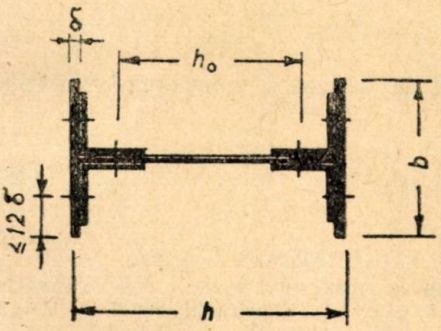


Fig. 4

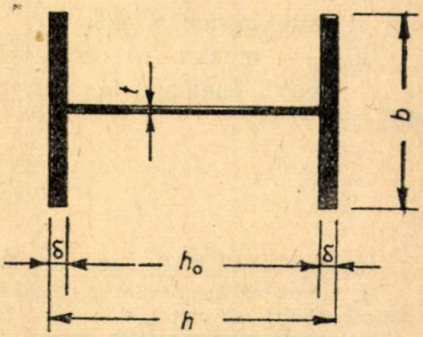


Fig. 5

In cazul secţiunilor compuse din trei platbenzi, se vor respecta condiţiile (fig. 5):

α) Grosimea inimii (t)[1])

$$t \geq \frac{h}{80}; \tag{45}$$

însă nu mai puţin de 6;8 mm.

[1]) Streleţki N. S. Construcţii Metalice E.S.A.C. 1955 vol. 2, p. 126.

β) Grosimea tălpilor (δ) [1]

$$\delta \geq \frac{b}{25}; \tag{46}$$

însă nu mai puţin de 10; 12 mm.

Condiţia (45) se pune doar în cazul că nu vrem să rigidizăm inima.

Fiind stabilite toate elementele secţiunii, se calculează apoi elementele necesare verificării eforturilor unitare (W_x; λ_x; λ_y; K_2 etc.).

Verificarea eforturilor unitare se face cu formulele:

— Pentru flambajul în planul de acţiune al momentului (STAS 764-49) [2]

$$\sigma_x = \frac{N}{\varphi_x \cdot A_b} + \frac{M_x}{W_{bx}} \leq \sigma_{ac} \tag{47}$$

unde:

A_b este secţiunea brută efectivă ($A_b \geq A_{nec}$),

W_{bx} — modulul de rezistenţă brut faţă de axa x—x,

φ_x — coeficientul de flambaj corespunzător la $\lambda_{x\ efect}$.

In cazul că în (47) $\frac{N}{\varphi_x A_b} < \frac{M_x}{W_{bx}}$ se va verifica şi

$$\sigma_x = \frac{N}{A_n} + \frac{M_x}{W_{nx}} < \sigma_{ac} \tag{47 a}$$

unde:

A_n este secţiunea netă,

W_{nx} — modulul de rezistenţă net.

— Pentru flambajul în afara planului de acţiune a momentului (STAS R 3462-52):

$$\sigma_y = \frac{N}{\varphi_y \cdot K_2 \cdot A_b} \leq \sigma_{ac}; \tag{48}$$

---

[1]) Streleţki N. S. Construcţii Metalice E.S.A.C. 1955, vol. 1, p. 261.

[2]) Verificarea flambajului în planul de acţiune al momentului se poate face cu formula monomă admisă de normele sovietice (vezi: Streleţki: Construcţii Metalice, Vol, 2 p. 129) formulă neprevăzută în normele noastre:

$$\sigma_x = \frac{N}{\varphi_{ex} \cdot A_b} < \sigma_{ac}$$

unde φ_{ex} este un coeficient de reducere a rezistenţelor admisibile la elementele comprimate excentric, care se determină în funcţie de coeficientul de zveltețe λ_x şi excentricitatea relativă:

$$m = \frac{M_x \cdot A_b}{N \cdot W_{bx}}.$$

Formula se recomandă a se aplica mai ales pentru $m \leq 2$. Dacă $m > 20$ se foloseşte doar (47).

unde:

φ_y este coeficientul de flambaj corespunzător coeficientului de zvelteţe minim efectiv (λ_y),

K_2 — coeficient determinat din tabela 2. In cazul că h este impus iniţial, rămîne acel de la determinarea lăţimii b.

In afară de verificarea eforturilor unitare σ_x şi σ_y, secţiunea aleasă trebuie să satisfacă şi condiţiile de rigiditate:

$$\lambda_x \leq \lambda_{max} \quad \text{şi} \quad \lambda_y \leq \lambda_{max}.$$

b. *Secţiuni la care nu sînt impuse dimensiunile principale*

Deosebim două cazuri:

α) *Secţiuni pline formate din profile laminate.*

Calculul caracteristicilor A_{nec}, h şi b se face cu un coeficient de zvelteţe impus, avînd valori între 35...60. In funcţie de A_{nec}, h şi b se încearcă formarea secţiunii, căutîndu-se în sortul de profile elementele care să aibă caracteristici apropiate de cele calculate.

Dacă secţiunea aleasă are $h_{ef} \approx h$; $b_{ef} \approx b$ şi $A_{ef} \approx A_{nec}$ (lucru ce se caută a se obţine) rezultă că σ_x şi σ_y sînt foarte apropiaţi de σ_{ac}, deci secţiunea aleasă este economică.

Dacă însă pentru ca h sau b (respectînd sortul de profile) să fie respectat, se obţine o secţiune cu A_{ef} cu mult mai mare ca A_{nec}, secţiunea alcătuită va fi neeconomică, eforturile unitare fiind cu mult sub valoarea admisă. In acest caz este necesară o secţiune cu un h mai mic şi A_{nec} mai mare. După cum rezultă din relaţiile (3) şi (11), pentru a mări pe A_{nec} şi a micşora pe h, este necesar ca să se recalculeze A_{nec}; h şi b cu un coeficient de zvelteţe mai mare decît cel ales iniţial. Incercările (de regulă două) se fac pînă ce se stabileşte un echilibru între h, A_{nec}, b şi h_{ef}; A_{ef}, b_{ef}.

Dacă din contră, pentru h şi b calculaţi cu (3) şi (21) ar corespunde o secţiune cu A_{ef} cu mult mai mic ca A_{nec}, se încearcă cu un λ_x mai mic.

Odată stabilite elementele componente ale secţiunii şi avînd respectate condiţiile de stabilitate (fig. 4) se calculează exact elementele necesare verificării eforturilor unitare, verificare ce se face cu formulele (47) şi (48).

β) *Secţiuni pline formate din trei platbenzi.*

Din formula (11) se vede că secţiunea minimă (cea mai economică) se obţine pentru un λ_x cît mai mic, pentru care însă, conform relaţiei (3), h este mai mare. Soluţia economică este deci aceea la care secţiunea este compusă din platbenzi late şi subţiri, fără a fi însă depăşite condiţiile de stabilitate.

Pornind de la considerentul ca stabilitatea locală să fie asigurată la limită, putem exprima aria secţiunii în funcţie de caracteristicile principale h şi b (fig. 5), adică:

$$A = h_0 \cdot t + 2 \cdot b \cdot \delta. \tag{49}$$

Inlocuind:

$$h_0 \cong 0{,}95\, h; \quad t \cong \frac{h}{80}; \quad \delta \cong \frac{b}{25}$$

obţinem:

$$A_{min} = \frac{0{,}95^2 \cdot h^2}{80} + \frac{2 \cdot b^2}{25} \tag{50}$$

sau

$$A_{min} = \frac{h^2}{88{,}64} + \frac{b^2}{12{,}5}. \tag{51}$$

Ecuaţia (51) reprezintă relaţia între A_{nec}; h şi b astfel ca aria secţiunii să fie un minim, fără a fi însă depăşite condiţiile de stabilitate locală.

Impărţind cu A_{min} avem:

$$\frac{h^2}{88{,}64\, A_{min}} + \frac{b^2}{12{,}5\, A_{min}} = 1 \tag{52}$$

adică ecuaţia unei elipse.

Reprezentînd pentru diferite valori date ariei A, elipsele (52), obţinem nişte diagrame care indică uşor soluţia economică (fig. 6).

Avînd calculate, pentru un λ_x ales iniţial valorile A_{nec}; h şi b, reprezentăm în diagrama din fig. 6 punctul $X(h, b)$.

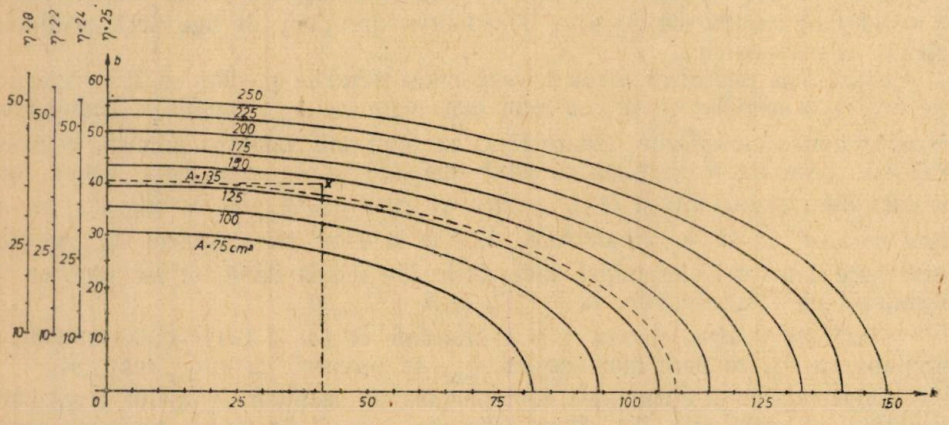


Fig. 6

Distingem trei posibilităţi:

— Punctul $X(h, b)$ se găseşte aproximativ pe elipsa $A_{nec} = A_{min}$. In acest caz soluţia este cea mai economică, aria secţiunii fiind minimă.

— Punctul $X(h, b)$ se găseşte în interiorul elipsei $A_{nec} = A_{min}$, în care caz se va recalcula A_{nec}, h şi b cu un λ_x mai mic. Se încearcă pînă ce punctul $X(h, b)$ cade aproximativ pe elipsa corespunzătoare.

— Punctul $X(h, b)$ se găseşte în exteriorul elipsei $A_{nec} = A_{min}$. Se vor recalcula caracteristicile principale cu un λ_x mai mare.

Dacă $X(h, b)$ se găseşte aproximativ pe elipsa corespunzătoare, se aleg elementele componente ale secţiunii, ţinînd cont de relaţiile (45) şi (46).

Verificarea eforturilor unitare se face cu formulele (47) şi (48).

Este bine să se menţioneze că în cazul lungimilor de flambaj l_{fx} şi l_{fy} foarte diferite, este neraţional să se adopte secţiuni la care să fie respectate condiţiile (45) şi (46), căci s-ar obţine valori prea mici pentru t (dacă $l_{fx}<l_{fy}$) sau δ (dacă $l_{fy}<l_{fx}$).

In aceste cazuri se vor adopta secţiuni la care $t>\frac{h_0}{80}$ sau $\delta>\frac{b}{25}$, adică se vor lua grosimi de platbenzi mai mari decît cele necesare, pe considerentul ca grosimea minimă a inimii să fie 6; 8 mm, iar a tălpilor 10; 12 mm.

In cazul că $l_{fx}>l_{fy}$ (cazul obişnuit) se calculează valorile A_{nec}; h şi b. Adoptînd pentru δ ca valoare minimă 10 sau 12 mm, se calculează aproximativ:

$$\eta=\frac{b}{\delta_{min}}; \tag{53}$$

raport evident mai mic decît 25.

Pentru η găsit, cu ajutorul diagramei din fig. 6 se găseşte (ca şi în cazul $l_{fx}=l_{fy}$) secţiunea cea mai economică. In această diagramă ordonata b se citeşte în dreptul η respectiv, ordonată obţinută din ordonatele $\eta_{max}=25$, multiplicate cu:

$$\sqrt{\frac{\eta_{max}}{\eta}}=\sqrt{\frac{25}{\eta}}=\frac{5}{\sqrt{\eta}}. \tag{54}$$

2. Secţiuni compuse

a. *Momentul acţionează în planul axei imateriale*

Alegerea elementelor componente ale secţiunii se face ca la secţiunile pline formate din profile laminate, în funcţie de A_{nec} şi h. Fiind aleşi A şi h, cu formulele (30) sau (31) se determină lăţimea secţiunii b (distanţa între profile).

Verificarea eforturilor unitare se face cu:

— pentru axa materială:

$$\sigma_x=\frac{N}{\varphi_x\cdot A_b}+\frac{M_x}{W_{bx}}\leq\sigma_{ac}, \tag{55}$$

— pentru axa imaterială:

$$\sigma_{id}=\frac{N}{\varphi_{id}\cdot K_2\cdot A_b}\leq\sigma_{ac}. \tag{56}$$

Plăcuţele sau zăbreluţele se calculează la forţa tăietoare convenţională (STAS 764-49):

$$T=\frac{A_b}{70\cdot\varphi_{id}} \tag{57}$$

unde:

T — se obţine în tone,
A_b — secţiunea (aria) brută, în cm^2.

b. *Momentul acţionează în planul axei imateriale*

α) *Înălţimea secţiunii (dimensiunea b în fig. 3) este impusă.*

In acest caz se determină:

$$\lambda_y = \frac{l_{fy}}{\alpha_2 \cdot b} \tag{58}$$

de unde impunînd pe λ_1 sau A_d cu (25) sau (26) se calculează λ_{id}. Aria necesară a secţiunii este dată de (35). Cu (44) se determină lăţimea secţiunii *h*.

Elementele componente ale secţiunii se determină ca în cazul secţiunilor pline din profile laminate.

β) *Înălţimea secţiunii (b) nu este impusă.*

Cu un λ_{id} ales iniţial se calculează A_{nec}; *b* şi *h*. In funcţie de A_{nec} şi *h* se alege profilul, identic ca la secţiunile pline din profile laminate.

Verificarea eforturilor unitare se face cu:

— pentru axa imaterială: [1])

$$\sigma_{id} = \frac{N}{\varphi_{id} \cdot A_b} + \frac{M_y}{W_{by}} \leq \sigma_{ac}, \tag{59}$$

— pentru axa materială:

$$\sigma_x = \frac{N}{\varphi_x \cdot K \cdot A_b} \leq \sigma_{ac}. \tag{60}$$

Plăcuţele sau zăbreluţele se calculează la foarţa tăietoare reală sau convenţională (care este mai mare) dată de relaţia (57).

In cazul solicitărilor mari şi dacă (fig. 3)[2]):

$$\frac{a}{b} < \frac{1}{4} \tag{61}$$

unde:

a este lăţimea tălpii unui element,

b — înălţimea secţiunii,

secţiunile cu zăbreluţe se calculează ca o grindă cu zăbrele cu tălpi paralele.

C. EXEMPLE DE CALCUL

Exemplul 1. Să se dimensioneze stîlpul dublu articulat, supus la o forţă axială de compresiune $N = 33{,}50$ tone şi un moment de încovoiere $M_x = 15{,}10$ tm. Lungimile de flambaj: $l_{fx} = 6{,}00$ m; $l_{fy} = 3{,}00$ m.

Solicitările fiind reduse, vom încerca realizarea stîlpului dintr-un profil dublu *T*.

Din tabela 1, cazul 1 găsim: $\alpha_1 = 0{,}40$; $\alpha_2 = 0{,}208$ şi $\rho = \rho' = 1$.

[1]) Vezi Proiectarea Construcţiilor metalice a clădirilor industriale cu parter. Moscova 1952 (în limba rusă) p. 56.

[2]) Idem.

Calculăm:

$$e = \frac{M}{N} = 45 \text{ cm}.$$

Impunem iniţial $\lambda_x = 45$, la care corespunde $\varphi_x = 0{,}884$.

Aria necesară:

$$A_{nec} \cong \frac{33\,500}{1\,400}\left(\frac{1}{0{,}884} + \frac{1 \cdot 45 \cdot 45}{2 \cdot 0{,}40 \cdot 600}\right) = 130{,}5 \text{ cm}^2.$$

Înălţimea secţiunii:

$$h = \frac{600}{0{,}40 \cdot 45} \cong 33{,}35 \text{ cm}.$$

Deoarece pentru $A_{nec} = 130{,}5$ cm^2 corespunde un profil I mai mare decît I-40 (profilul maxim care se laminează la noi), deci cu mult mai mare decît $h = 34$ cm, vom încerca cu un λ_x mai redus.

Încercăm cu $\lambda_x = 38$

$$h = \frac{600}{0{,}4 \cdot 38} = 39{,}5 \cong 40 \text{ cm}$$

şi

$$A_{nec} = \frac{33\,500}{1\,400}\left(\frac{1}{0{,}916} + \frac{1 \cdot 45 \cdot 38}{2 \cdot 0{,}40 \cdot 600}\right) = 111 \text{ cm}^2.$$

Pentru $A_{nec} = 111$ cm^2 şi $h = 40$ cm, corespunde profilul I-40 care are $h_{ef} = 40$ cm şi $A_{ef} = 118$ cm^2.

Verificăm dacă lăţimea b este suficientă (21).

$$b = \frac{300}{0{,}208} \cdot \frac{1}{237 - \dfrac{33\,500}{0{,}00462 \cdot 0{,}335 \cdot 118 \cdot 1\,400}} = 13{,}6 \text{ cm}$$

unde pentru

$$\frac{e}{h} = \frac{45}{40} = 1{,}125 \quad \text{din tabela 2} \quad K_2 = 0{,}335.$$

Lăţimea necesară este mai mică decît lăţimea profilului I-40. Menţinem deci profilul I-40, care are următoarele caracteristici:

$$W_x = 1\,460 \text{ cm}^3; \quad i_x = 15{,}7 \text{ cm}; \quad i_y = 3{,}13 \text{ cm}.$$

Verificăm eforturile unitare:

— După axa $x-x$:

$$\lambda_x = \frac{600}{15{,}7} = 38{,}2 < \lambda_{max} = 120$$

la care corespunde $\varphi_x = 0{,}912$, deci

$$\sigma_x = \frac{33\,500}{0{,}912 \cdot 118} + \frac{1\,510\,000}{1\,460} = 1\,346 \text{ kg/cm}^2.$$

După axa $y-y$. Calculăm:

$$\frac{e}{h} = 1{,}125 \qquad K_2 = 0{,}335$$

şi

$$\lambda_y = \frac{300}{3{,}13} = 95{,}8 < \lambda_{max} = 120 \qquad \varphi_y = 0{,}637$$

deci:

$$\sigma_y = \frac{33\,500}{0{,}637 \cdot 0{,}335 \cdot 118} = 1\,330 \text{ kg/cm}^2 < \sigma_{ac}.$$

Profilul ales este deci satisfăcător.

Exemplul 2. Să se dimensioneze un stîlp compus din trei platbenzi, dublu articulat, avînd $l_{fx}=8{,}00$ m; $l_{fy}=8{,}00$ m. Solicitări: $\delta N=50{,}01$ t și $M_x=20{,}02$ tm.

a) *Calculul caracteristicilor principale.*

Conform tabelei 1, cazul 7, $\alpha_1=0{,}43$; $\alpha_2=0{,}24$ și $\rho=\rho'=1$. Alegem inițial $\lambda_x=45$.

— Înălțimea secțiunii

$$h=\frac{800}{0{,}43\cdot 45}=41{,}4 \text{ cm}.$$

— Aria necesară: (11 a)

$$A_{nec}=\frac{50\,010}{1\,400}\left(1{,}130+\frac{1\cdot 40\cdot 45}{2\cdot 0{,}43\cdot 800}\right)=135 \text{ cm}^2$$

unde:

$$e=\frac{2\,002\,000}{50\,010}=40 \text{ cm}.$$

— Lățimea secțiunii (21).

$$b=\frac{800}{0{,}24}\cdot\frac{1}{237-\dfrac{1}{\dfrac{50\,010}{0{,}004\,62\cdot 0{,}369\cdot 135\cdot 1\,400}}}=40{,}5 \text{ cm}.$$

unde în funcție de:

$$\frac{e}{h}=\frac{40}{41{,}4}=0{,}97\rightarrow K_2=0{,}369.$$

Pentru a verifica dacă dimensiunile calculate corespund secțiunii celei mai economice, verificăm dacă punctul $X(h, b)$ cade pe elipsa corespunzătoare lui $A_{nec}=135$ cm^2.

In fig. 6 punctul $X(h=41{,}4;\ b=40)$ este în afara elipsei $A_{nec}=135$ cm^2. Rezultă că secțiunea ar avea depășite relațiile (45) și (46), deci vom recalcula cu un $\lambda_x>45$.

Incercăm cu $\lambda_x=47$. Obținem:

$$A_{nec}=138{,}0 \text{ cm}^2;\quad h=39{,}6 \text{ cm}\quad \text{și}\quad b=39{,}3 \text{ cm}.$$

In fig. 6 punctul $A(h, b)$ se găsește acum aproximativ pe elipsa $A=138{,}0$ cm^2, secțiunea fiind deci cea mai economică, fără a fi depășite condițiile de stabilitate locală.

b) *Alegerea elementelor componente ale secțiunii.*

Pentru $A_{nec}=138{,}0$ cm^2, $h\cong 39$ cm și $b\cong 38{,}0$ cm, alegem platbenzile (vezi fig. 5). Incercăm să compunem secțiunea din platbenzi standardizate (STAS 335-49).

Din:

$$\delta\cong\frac{b}{25}=\frac{380}{25}=15{,}2 \text{ mm}.\quad \text{Alegem}\quad \delta=15 \text{ mm}.$$

Rezultă:

$$h_0\cong h-2\delta=390-30=360 \text{ mm}.$$

Grosimea inimii:

$$t\cong\frac{h_0}{80}=\frac{360}{80}=4{,}50 \text{ mm}.$$

Alegem $t=6$ mm, care este și grosimea minimă admisă.

Verificăm secțiunea:

Aria secțiunii: $0{,}6\cdot 36{,}0=21{,}6$

$2\cdot 1{,}5\cdot 38=114{,}0$

$A_{ef}=135{,}6 \text{ cm}^2\simeq A_{nec}$

c) *Verificarea eforturilor unitare.*

— După axa $x-x$.

Calculăm:

$$J_x=\frac{0{,}6\cdot 36{,}0^3}{12}+2\cdot 1{,}5\cdot 38\,(18{,}0+0{,}75)^2=42\,435 \text{ cm}^4$$

iar

$$W_x = 2\,175 \text{ cm}^3 \quad \text{şi} \quad i_x = \sqrt{\frac{42\,435}{135{,}6}} = 17{,}7 \text{ cm}$$

deci:

$$\lambda_x = \frac{800}{17{,}7} = 45{,}3 < \lambda_{max} = 120 \qquad \varphi_x = 0{,}879$$

iar:

$$\sigma_x = \frac{50\,010}{0{,}879 \cdot 135{,}6} + \frac{2\,002\,000}{2\,175} = 1\,340 \text{ kg/cm}^2 < \sigma_{ac}.$$

— După axa y—y.

Calculăm:

$$J_y = \frac{2 \cdot 1{,}6 \cdot 38^3}{12} = 13\,700 \text{ cm}^4$$

$$i_y \simeq 10{,}00 \text{ cm},$$

deci

$$\lambda_y = \frac{800}{10} = 80 < \lambda_{max} = 120 \qquad \varphi_y = 0{,}723.$$

Din tabela 2 pentru $\frac{e}{h} = \frac{40}{39} = 1{,}02$, $K_2 = 0{,}356$, deci

$$\sigma_y = \frac{50\,010}{0{,}723 \cdot 0{,}356 \cdot 135{,}6} = 1430 \text{ kg/cm} < \sigma_{ac} + 3\,\%.$$

Secţiunea aleasă este satisfăcătoare.

Exemplul 3. Să se dimensioneze partea superioară a unui stîlp nituit cu secţiunea variabilă în trepte, prins articulat cu ferma, avînd înălţimea secţiunii $h = 500$ mm. Solicitările sînt: $N = 22{,}50$ tone; $M_x = 21{,}25$ tm. Lungimea de flambaj $l_f = 4{,}60$ m.

Alcătuim secţiunea dintr-o inimă şi patru corniere cu aripi neegale, aşezate cu aripile mici pe inimă. (In tabela 1, cazul 9).

Conform recomandărilor din: „Proiectarea construcţiilor metalice a clădirilor industriale cu parter“ Moscova 1952 (în limba rusă) p. 50, lungimile de flambaj de calcul vor fi:

$$l_{fx} = 2{,}5 \cdot l_f = 2{,}5 \cdot 4{,}6 = 1150 \text{ cm}$$

$$l_{fy} = l_f = 460 \text{ cm}.$$

In tabela 1, cazul 9 găsim $\alpha_1 = 0{,}400$; $\alpha_2 = 0{,}185$; $\rho = \rho' = 1$.

Cu (12) calculăm:

$$\lambda_x \cong \frac{1150}{0{,}40 \cdot 50} = 57{,}5 \cong 58 \qquad \omega_x = 1{,}211.$$

Aria necesară: (11a)

$$A_{nec} = \frac{22500}{1400}\left(1{,}211 + \frac{1 \cdot 94{,}5 \cdot 58}{2 \cdot 0{,}400 \cdot 1150}\right) = 115{,}5 \text{ cm}^2$$

unde:

$$e = \frac{21250}{22{,}5} = 94{,}5 \text{ cm}.$$

Lăţimea necesară:

Calculăm $\frac{e}{h} = \frac{94{,}5}{50} = 1{,}89$, pentru care $K_2 = 0{,}221$ deci:

$$b = \frac{460}{0{,}185} \cdot \frac{1}{237 - \frac{22\,500}{0{,}00462 \cdot 0{,}221 \cdot 115{,}5 \cdot 1\,400}} = 24{,}9 \text{ cm}.$$

Alegerea elementelor componente ale secțiunii:

Apreciem

$$h_0 \cong h - 2 \cdot 45 = 410 \text{ mm.}$$

Grosimea inimii:

$$t = \frac{h}{80} = \frac{410}{80} = 5{,}13 \text{ mm.}$$

Adoptăm $t = 8$ mm pentru a putea folosi nituri de 20 mm, deci

$$A_{in} = 0{,}8 \cdot 50 = 40{,}00 \text{ cm}^2,$$

iar secțiunea necesară unei corniere:

$$A_{c.nec} = \frac{A_{nec} - A_{in}}{4} = \frac{115{,}5 - 40}{4} = 18{,}9 \text{ cm}^2.$$

Din sort vom alege o cornieră cu aripi neegale care să satisfacă:

$$A_c \geq 18{,}9 \text{ cm}^2$$

și

$$b_c \geq \frac{b - t}{2} = \frac{249 - 8}{2} = 120 \text{ mm.}$$

Găsim corniera:

$$80 \times 120 \times 11 \quad \text{cu:} \quad A_c = 19{,}1 \text{ cm}^2 \quad \text{și} \quad b_{c.ef} = b_c$$

așezată cu aripa mică pe inimă.

Aria totală a secțiunii va fi deci:

$$A = 0{,}8 \times 50 + 4 \times 19{,}1 = 116{,}4 \text{ cm}^2 > A_{nec}.$$

Secțiunea fiind aleasă, trecem la verificarea eforturilor unitare:

— După axa x—x.

Calculăm:

$$J_x = 8333 + 40980 = 49319 \text{ cm}^4$$

$$W_x = 1970 \text{ cm}^3, \quad i_x = 20{,}6 \text{ cm,}$$

deci

$$\lambda_x = \frac{1\,150}{20{,}6} = 56 < \lambda_{max} = 120 \qquad \varphi_x = 0{,}835$$

deci:

$$\sigma_x = \frac{22500}{0{,}835 \cdot 116{,}4} + \frac{2125000}{1970} = 1312 \text{ kg/cm}^2 < \sigma_{ac}.$$

— După axa y—y.

$$J_y = 2 \times 1\,260 = 2\,520 \text{ cm}^4, \quad i_y = 4{,}65 \text{ cm,}$$

deci

$$\lambda_y = \frac{460}{4{,}65} = 99 < \lambda_{max} = 120 \qquad \varphi_y = 0{,}617$$

iar:

$$K_2 = 0{,}221$$

deci:

$$\sigma_y = \frac{22500}{0{,}617 \cdot 0{,}221 \cdot 116{,}4} = 1\,418 \text{ kg/cm}^2 \cong \sigma_{ac}.$$

Secțiunea aleasă este deci satisfăcătoare.

BIBLIOGRAFIE

1. Mateescu Dan, *Curs Construcții Metalice.*
2. Streletki ș. a., *Construcții Metalice.* E. S. A. C. 1955.

3. Otreşko, *Elemente de construcţii* Vol. I, O. P. E. D. 1950.
4. Nicolaiev, *Construcţii Sudate.* E. T. 1955.
5. K. T. I. S., *Proiectarea construcţiilor metalice a clădirilor industriale cu parter.* Moscova 1952 (în limba rusă).
6. *Construcţii Metalice,* Comentarii STAS E. T. 1955.

GÉNÉRALISATION DE LA MÉTHODE DES RAYONS APPROXIMATIFS DE GIRATION DANS LE CHOIX DES SECTIONS MÉTALLIQUES SYMÉTRIQUES COMPRIMÉES EXCENTRIQUEMENT

(RESUME)

La méthode des rayons approximatifs de giration, employée au choix des sections métalliques comprimées centriquement est généralisée au dimensionnement des sections métalliques (à deux axes de symétrie) comprimées, conformément aux prescriptions STAS 764-49 et R-STAS 3462-52.

On fait le choix des sections en fonction des caractéristiques principales de la section (hauteur h, largeur b et aire A_{nec}), qu'on calcule facilement en fonction de la forme de la section, des sollicitations M et N, des longueurs de flambage, etc.

On recomande, ensuite, l'emploi de cette méthode pour obtenir des sections économiques.

Le travail est accompagné de quelques exemples numériques.

ОБОБЩЕНИЕ МЕТОДА ПРИБЛИЗИТЕЛЬНЫХ РАДИУСОВ ИНЕРЦИИ ПРИ ВЫБОРЕ СИММЕТРИЧНЫХ МЕТАЛИЧЕСКИХ СЕЧЕНИЙ ПОДВЕРГНУТЫХ ЭКСЦЕНТРИЧЕСКОМУ СЖАТИЮ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Метод приблизительных радиусов инерции применяемый при выборе металлических сечений с центровым сжатием обобщается для симметрично-металлических разрезов (с двумя осями симметрии) подвергнутых эксцентрическому сжатию, согласно STAS-764-49 и STAS-R-3462-52.

Выбор разрезов производится в зависимости от главных характеристик сечения (высота h, ширина b и поверхность A) легко расчитываемых в связи с формой сечения, напряжениями M и N, длиной изгиба и. т. д.

Затем даются указания для пользования этим методом, чтобы получить достаточно экономичное сечение.

Работа сопровождается некоторыми цифровыми примерами.

CÎTEVA OBSERVAȚII PRIVITOARE LA CARACTERUL ELEMENTELOR ȘI POZIȚIA LOR ÎN SISTEMUL PERIODIC

ASEMĂNĂRI OBLICE

DE

EMIL PETROVICI

Avînd în vedere că însușirile chimice ale elementelor sînt expresia constituției superficiale a atomilor lor, adică a modului cum este alcătuit stratul electronic exterior al acestora, mi-am propus să urmăresc în lucrarea de față existența unor relații mai subtile și încă relativ mai puțin studiate sau chiar neobservate între această constituție periferică și caracterul chimic. Ca factor determinant al caracterului chimic am luat în considerare așadar în afara numărului de electroni periferici și numărul de substraturi ale stratului exterior, respectiv repartiția electronilor periferici pe aceste substraturi.

Pornind de la aceste puncte de vedere am căutat să fac o legătură între următoarele fapte:

a) scăderea caracterului metalic și cunoscutele asemănări ca Li-Mg, Be-Al, B-Si;

b) caracterul de metal metaloid al elementelor și constituția stratului exterior al atomilor și

c) analogii de comportare între combinații diferite, în cadrul unei rețele de asemănări care să cuprindă nu numai direcțiile verticală și orizontală ci și pe cea diagonală din tabloul lui Mendeleev.

Am pornit de la observația că din elementele cunoscute pînă astăzi aproape 80% prezintă caracter metalic și doar puține caracter nemetalic (metaloidic). La limită, caracterul nemetalic e reprezentat prin gazele nobile cu 2 sau 8 electroni exteriori. Dacă prin creșterea lui Z, trecerea de la caracterul nemetalic tipic la cel tipic de metal se face brusc, nu același lucru se observă la trecerea de la caracterul metalic la cel nemetalic. Totuși se poate trasa o linie frîntă îngroșată ce străbate tabloul de la colțul de sus din stînga către cel de jos din dreapta. Această linie în tabloul elementelor în forma clasică scurtă a lui D. I. Mendeleev este valabilă pentru grupele principale. Prin aceasta se împart convențional elementele în metale și metaloizi.[1])

[1]) După cunoscuta regulă mnemotehnică, se poate afla numărul de metaloizi dintr-o grupă principală, de sus în jos, scăzînd 2 din numărul grupei respective. Putem numi metal, un element cu aspect metalic și cu însușirea fundamentală de a da cu acizi oxigenați săruri izolabile din apă — în tablou sub diagonală (vezi tabloul).

Am mai observat că elementele care fac trecerea de la metale la metaloizi, numite semimetale, au căsuţele dispuse paralel cu această linie frîntă din sistem (B-Si-As-Te-At şi C-P-Se-I). Direcţiile acestore sînt paralele cu direcţiile asemănărilor dintre Li şi Mg, etc.

Pentru a putea urmări mai uşor consideraţiile pe care urmează să le fac, am împărţit lucrarea în trei părţi:

1. Prezentarea unor modificări în sistemul periodic după D. I. Mendeleev.

2. Asemănări oblice în structura atomilor şi în însuşirile elementelor concomitent cu scăderea caracterului metalic după aceste oblice.

3. Caracterul general al asemănărilor oblice şi legătura lor cu celelalte asemănări.

1. Prezentarea unor modificări în sistemul periodic după D. I. Mendeleev.

Puţine subiecte au fost atît de mult discutate ca acela privind clasificarea elementelor. S-au propus peste 150 de forme care să reprezinte, fiecare cu avantaje şi dezavantaje, înrudirea dintre elemente şi periodicitatea însuşirilor, iar în formă modernă şi periodicitatea structurii.

Clasificarea, pentru a avea maximum de succes, trebuie să fie pe cît posibil mai simplă, mai sugestivă şi totodată să redea esenţialul structurilor şi însuşirilor de clasificat. Tendinţa actuală este de a destina unui element într-un sistem, o căsuţă care să redea situaţia electronului distinctiv [1]) pe înveliş [1].

Urmărind numărul de ordine Z[2]), constatăm că ordinea succesivă a ocupării nivelelor de energie din jurul nucleului, date de numărul cuantic principal n, este concomitentă cu periodicitatea ocupării nivelelor date de numărul cuantic secundar l, cu valorile: 0, 1, 2 şi 3 (indicate în fig 1 a cu săgeţi). Numim nivelele de energie date de numărul cuantic principal n, nivele principale de energie sau straturi, iar pe cele date de numărul cuantic secundar l, nivele secundare de energie sau substraturi.

Ca bază de calsificare deci trebuie să luăm poziţia electronului distinctiv pe unul din cele 4 substraturi ce se ocupă periodic, pe măsură ce Z creşte, deoarece acesta este cel care determină în cea mai mare parte însuşirile care urmează aceeaşi periodicitate.

Din acest punct de vedere trebuie să distingem 4 clase de elemente:

Elemente din clasa 0 cu electronul distinctiv pe substratul 0
„ „ „ 1 „ „ „ „ „ 1
„ „ „ 2 „ „ „ „ „ 2
„ „ „ 3 „ „ „ „ „ 3

Pentru a putea reprezenta avantajos, straturile atît cu substraturile lor cît şi cu totalul nivelelor de energie date de numărul cuantic magnetic m pe care să le numim orbite, m-am folosit de pătrate (după cum se

[1]) Numim electron distinctiv pe cel care complică învelişul atomului precedent, fiind deci al Z-lea.

[2]) Z au o întreită semnificaţie: 1. Totalul protonilor din nucleu, 2. Totalul electronilor pe înveliş, 3. Numărul electronului distinctiv.

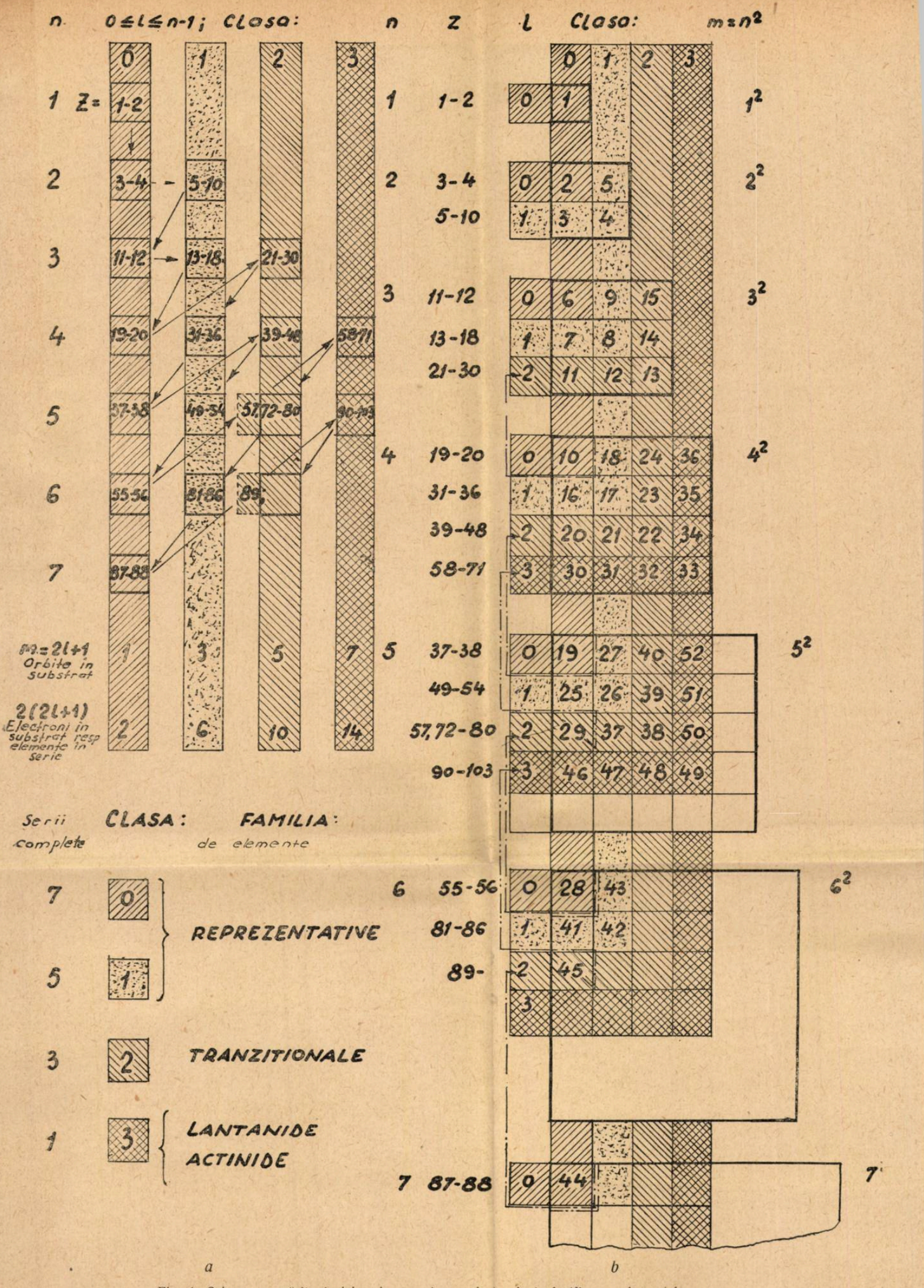


Fig. 1. Schema ocupării nivelelor de energie cu electroni și clasificarea elementelor.

a) Ordinea ocupării substraturilor; b) Ordinea ocupării orbitelor.

vede din fig. 1 b). Pătralele sînt din ce în ce mai mari şi anume: primul pătrat care reprezintă primul strat, este unitatea. Laturile pătratelor următoare cuprind latura primului pătrat de atîtea ori cît este numărul stratului. Avem astfel posibilitatea de a înscrie în aceste patrate atîtea pătrăţele de mărimea primului pătrat cît este numărul stratului respectiv, la patrat. Fiecare pătrăţel reprezintă grafic o orbită. Dacă aceasta este complet ocupată, pătrăţelul are semnificaţia şi a unei perechi de electrini. În acelaşi timp se pot concretiza şi substraturile (la fel haşurate în fig. 1 a şi 1 b). Substraturile cu valoarea 0 se află în fiecare pătrat în colţul de sus din stînga. Următoarele substraturi urmează în ordine după cel cu valoarea 0 în unghi drept. Pătrăţelele pe care le conţin sînt tocmai orbitele posibile pe fiecare din aceste substraturi. ($m=2l+1$). Un alt avantaj constă în faptul că prin această reprezentare se pot reuni substraturile cu aceeaş valoare (cu aceeaşi haşură din fig. 1 a şi 1 b) în 4 coloane 0, 1, 2, 3 ce corespund claselor amintite mai sus. Am numerotat pătrăţelele în ordinea ocupării orbitelor cu electroni (nu şi a completării lor). Dublul acestui număr corespunde cu numărul de ordine al elementului cu număr par. Numărul de ordine impar al elementului precedent este numărul natural impar precedent. Săgeţile arată reîntoarcerea completării substraturilor libere precedente.

Elementele care au electronul distinctiv în cadrul aceluiaşi strat şi aceluiaşi substrat formează o serie de elemente. Astfel sînt cunoscute pînă astăzi următoarele serii complete:

În clasa 0 : 7 serii de cîte 2 elemente
„ „ 1 : 5 „ „ „ 6 „
„ „ 2 : 3 „ „ „ 10 „
„ „ 3 : 1 „ „ „ 14 elemente[1]).

Primele două clase şi anume: clasa 0 şi clasa 1 au electronii distinctivi pe stratul exterior al atomilor şi formează împreună familia elementelor reprezentative.

Cea de a treia clasă şi anume clasa 2 formează familia elementelor tranziţionale cu electronul distinctiv pe al doilea strat din afară, substratul 2, pe stratul exterior fiind 2 electroni. Cifra clasei, deci cifra 2, are o întreită semnificaţie şi anume arată:

1. Numărul stratului din afară în curs de completare (pe cel precedent, care este al doilea din afară)
2. Numărul substratului în curs de completare şi
3. Existenţa a doi electroni pe stratul exterior care funcţionează pentru toate aceste elemente ca electroni de valenţă (imprimînd întregii clase valenţa caracteristică 2).

Ultima clasă şi anume clasa 3 o formează elementele cu electronul distinctiv pe stratul al treilea din afară, substratul 3, pe dinafară fiind trei electroni de valenţă (aceeaşi întreită semnificaţie, în cazul acesta al cifrei 3, ca mai sus pentru cifra 2). Această clasă cuprinde două familii şi anume:

[1]) E interesant că această descreştere a numărului de serii cu creşterea clasei este exact inversul creşterii orbitelor pe substraturile corespunzătoare claselor, suma lor fiind 8. Astfel de ex.:
Clasa 0 cu 7 serii complete are o orbită pe substrat 0 deci $7+1=8$.
Clasa 1 cu 5 serii complete are 3 orbite pe substrat 1 deci $5+3=8$ etc.

Seria lantanidelor cu electronul distinctiv ce completează nivelul 4_3 şi Seria actinidelor cu electronul distinctiv pe 5_3. (Fig. 1 şi tabloul).

Principial sistemul periodic pe care îl vedem în tablou, nu diferă prea mult de cel folosit în mod curent: forma scurtă dată de D. I. Mendeleev. Modificarea adusă este plasarea separată şi a metalelor tranziţionale, astfel ca cele 4 familii aşa cum le-am prezentat mai sus, să fie aşezate unele sub altele. Cu aceste modificări elementele reprezentative prezintă discontinuităţi în tabloul acestora, între numerele de ordine 20—31, 38—49 şi 56—81 în conformitate cu discontinuitatea completării stratului exterior. În perioadele 6 şi 7 discontinuităţile sînt duble. Astfel avem avantajul ca elementele reprezentative să fie singure, cele de care va fi vorba mai jos. Diagonala desparte elementele reprezentative în 22 metale şi 22 metaloizi. Perioadele elementelor tranziţionale sînt notate cu 4′, 5′, 6′ şi 7′. Căsuţele elementelor reprezentative aci sînt completate numai cu numerele de ordine pentru a se putea face legături între cele două familii. Lantanidele figurează în perioada 6″ iar actinidele în 7″.

Aş aminti că numărul perioadei n are o întreită semnificaţie şi anume arată:

1. Numărul total de straturi ocupate cu electroni,
2. Stratul cel mai înalt în curs de completare,
3. Numărul substraturilor pe care le conţine stratul cel mai înalt (vezi tabloul).

Numărul grupei, de sus, arătat în tablou pe linia a doua, dă numărul de electroni e de pe stratul exterior „deschis“ [1]). Grupa gazelor nobile este grupa 0, deoarece există 0 electroni pe un strat deschis; stratul exterior al fiecăruia din atomii acestor elemente este închis. Numărul subgrupei de jos, dă totalul electronilor din afară şi pe cei ai substratului în completare (numărul subgrupei este arătat în ultima linie a tabloului), prin urmare pentru elementele tranziţionale pe substraturile 2 sînt: „numărul subgrupei minus 2“ electroni. Se observă că subgrupa VII conţine deci elemente cu 5 electroni pe substraturile 2 fiind deci la jumătatea completării acestora. La fel lantanidele şi actinidele au pe substraturile 3 „numărul subgrupei minus 3 electroni“. Am prelungit notarea subgrupelor dincolo de VII, pînă la X (şi chiar XI) pentru a putea arăta că în această clasă 3, se ocupă pe rînd cu cîte un singur electron cele 7 orbite posibile, iar după aceasta completarea se desăvîrşeşte pe măsura creşterii numărului de ordine, întorcîndu-se rîndul în ordinea descrescătoare a subgrupelor odată cu compensarea spinului electronilor [2]). Astfel lantanidele şi actinidele asemănătoare ajung unele sub altele.

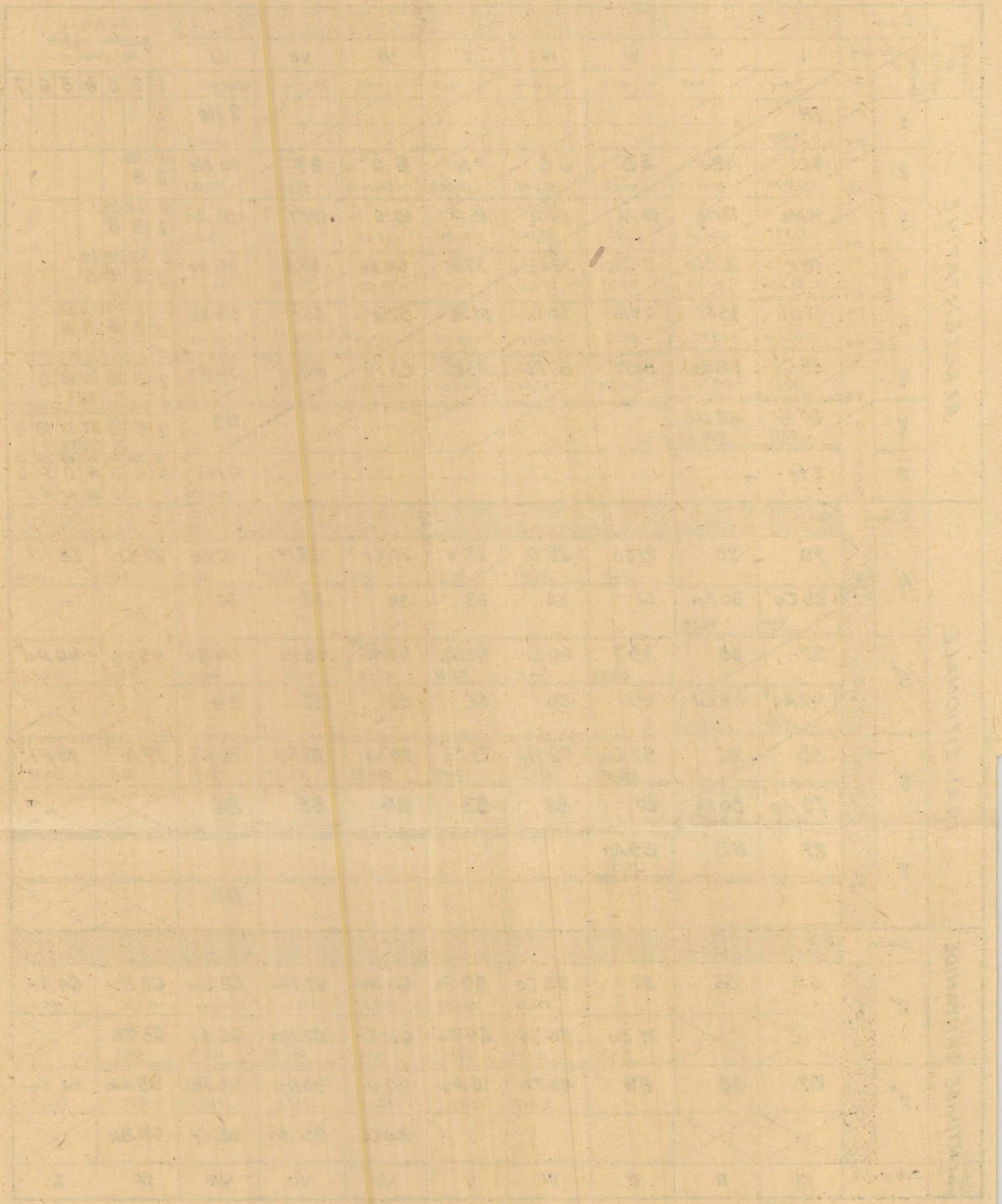
---

[1]) Numim strat deschis, pe cel exterior cu electroni mai puţini decît configuraţia de gaz nobil pe care să-l numim strat închis. De notat este că numai pentru primele două straturi închiderea lor coincide cu completarea lor. Atît hidrogenul cît şi carbonul au însuşiri cu totul speciale, tocmai datorită faptului că sînt singurii atomi care au pe stratul de valenţă exact jumătate din electronii posibili, deci cîte un electron de fiecare orbită posibilă.

[2]) Pentru a doua jumătate a latanidelor şi actinidelor diferenţa numărul grupei şi 3, dă numărul de electroni rămaşi desperechiaţi pe substraturile 3.

SISTEMUL PERIODIC AL ELEMENTELOR DUPĂ D. I. MENDELEEV ÎN FORMĂ MODERNĂ.

Familiile de elemente	Clasă / Grupă / Perioadă	I	II	III	IV	V	VI	VII	0	Electronii gazelor nobile pe straturi: 1	2	3	4	5	6	7
		0		1												
		n → n+1		n+2	n+3	n+4	n+5	n+6	← coloană							
REZEZENTATIVE	1 (n-1)	1H 1,0080							2He 4.003	2						
	2 (n-2)	3Li 6,940	4Be 9,02	5B 10,82	6C 12,010	7N 14,008	8O 16,0000	9F 12,00	10Ne 20,183	2	8					
	3 (n-3)	11Na 22,997	12Mg 24,32	13Al 26,97	14Si 28,06	15P 30,98	16S 32,06	17Cl 35,457	18Ar 39,944	2	8	8				
	4 (n-4)	19K 39,096	20Ca 40,08	31Ga 69,72	32Ge 72,60	33As 74,91	34Se 78,96	35Br 79,916	36Kr 83,7	2	8	18	8			
	5 (n-5)	37Rb 85,48	38Sr 87,63	49In 114,76	50Sn 118,70	51Sb 121,76	52Te 127,61	53I 126,92	54Xe 131,03	2	8	18	18	8		
	6 (n-6)	55Cs 132,91	56Ba 137,36	81Tl 204,39	82Pb 207,21	83Bi 209,00	84Po (210)	85At (211)	86Rn (222)	2	8	18	32	18	8	
	7 (↑ coloană)	87Fr (223)	88Ra 226,65						118	2	8	18	32	32	18	8
	0	± 1e 0							0Nn 1,00895	K	L	sp M d	sp N df	sp O df	sp P d	sp Q
TRANZITIONALE	Clasă	2														
	4' (3½)	19	20	21Sc 45,10	22Ti 47,90	23V 50,95	24Cr† 52,01	25Mn 54,93	26Fe 55,85	27Co 58,94		28Ni 58,69				
		29Cu† 63,54	30Zn 65,38	31	32	33	34	35	36							
	5' (4½)	37	38	39Y 88,92	40Zr 91,22	41Nb† 92,91	42Mo† 95,95	43Tc (99)	44Ru† 101,7	45Rh† 102,91		46Pd†† 106,7				
		47Ag† 107,880	48Cd 112,41	49	50	51	52	53	54							
	6' (5½)	55	56	57La 138,92	72Hf 178,6	73Ta 180,88	74W 183,92	75Re 186,31	76Os 190,2	77Ir†† 193,1		78Pt† 195,35				
		79Au† 197,2	80Hg 200,61	81	82	83	84	85	86							
	7' (6½)	87	88	89Ac (227)												
									118							
LANTANIDE	Clasă	3														
	6'' (4₃)	55	56	57	58Ce 140,13	59Pr 140,92	60Nd 144,27	61Pm (147)	62Sm 150,43	63Eu 152,0		64Gd 156,9				
				71Lu 174,99	70Yb 173,04	69Tm 169,4	68Er 167,2	67Ho 164,94	66Dy 162,46	65Tb 159,2						
ACTINIDE	7'' (5₃)	87	88	89	90Th 232,12	91Pa (231)	92U 238,07	93Np (237)	94Pu (239)	95Am (241)		96Cm (242)				
							100Ct	99An	98Cf	97Bk						
Elemente	Subgrupă	XI	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX		X				



Pentru a sublinia legătura dintre atomii elementelor și particulele constitutive ale lor, am socotit necesar să introduc electronul și neutronul în sistem așa cum se face în clasificările moderne [2]. Le-am destinat cîte o căsuță în perioada zero care urmează după perioada 7, asigurînd prin aceasta o succesiune a perioadelor întocmai ca și pentru grupe. S-ar putea obiecta că astfel s-ar exclude posibilitatea existenței unei perioade a 8-a. Știut fiind că nucleele grele sînt nestabile și de aceea tind să se micșoreze prin eliminare de particole grele, fie prin captare K[1]) consecința fiind micșorarea numărului de ordine; nu există probabilitatea unor atomi cu 8 straturi de electroni. În consecință existența unei perioade a 8-a și mai mari este prea puțin probabilă. Existența unei perioade mai mari decît 7, devine improbabilă și prin extrapolare după diagonală. Elementul respectiv ar fi în grupa VIII-a, un metal, deci ar lipsi periodicitatea. În consecință nu ar mai exista gaz nobil care să încheie perioada.

Prin captare K înțelegem transformarea unui proton din nucleu în neutron cu un electron de pe primul strat, numit K. Invers, un neutron poate da naștere unui electron, el devenind proton. Ambele aceste particule elementare sînt componentele atomului de hidrogen însuși. Iată de ce neutronul figurează la extremitatea de jos, iar hidrogenul la extremitatea de sus a diagonalei. Electronul figurează în grupa I deoarece el este unitatea de valență, înțelegînd prin valență valoarea unui atom din punct de vedere chimic și în condiții date, valoare ce se exprimă printr-o cifră. Această cifră este numărul electronilor atomului implicați în legături chimice (atomice, ionice respectiv coordinative). Semnele + și — înseamnă în chimie cedare sau captare de electron, iar în radioactivitate pozitron sau electron.

2. Asemănări oblice în structura atomilor și în însușirile elementelor

Luînd în discuție elementele reprezentative, observăm că pe măsură ce crește numărul de ordine Z straturile de electroni se închid periodic la gazele nobile, care nu prezintă însușiri chimice. Pe orizontale (în perioade) caracterul electropozitiv scade în favoarea celui electronegativ, de la stînga la dreapta. Pe verticale (în grupe) caracterul electropozitiv crește în detrimentul celui electronegativ de sus în jos. Elementele cele mai electropozitive fiind în grupa I și cele mai electronegative fiind în grupa VII, ar fi de așteptat ca elementele din grupa IV să facă trecerea între aceste caractere extreme de metal și metaloid, la fel cum gazele nobile fac trecere bruscă de la metaloizi la metale, cu alte cuvinte elementele din grupa IV ar trebui să fie semimetale. Dispoziția semimetalelor în sistem este alta și anume acestea sînt B, Si, As, Te, At și C, P, Se, I. Să observăm că direcțiile după care sînt așezate căsuțele acestor elemente sînt paralele cu:

1. Diagonala ce desparte elementele în metale și metaloizi.
2. Direcțiile asemănărilor dintre litiu și magneziu sau beriliu și aluminiu, asemănări remarcate încă de demult.

[1]) Captarea K prin care se micșorează numărul de ordine cu o unitate este și ea cu atît mai frecventă cu cît Z este mai mare, încît existența elementelor cu $Z>118$ devine foarte improbabilă.

Acest paralelism oblic în însuşiri trebuie să fie corespunzător comportării electronilor de valenţă pe stratul ce-l ocupă.

Să mai observăm că un element are un caracter predominant metalic, dacă numărul perioadei este mai mare ca numărul grupei corespunzătoare pentru căsuţa lui. La limită, numărul perioadei ajunge să fie egal cu numărul grupei. Astfel în perioada n avem n metale şi 8-n (restul) metaloizi.

Făcînd ipoteza că în condiţii apropiate de cele normale, (circa 300 °K) electronii exteriori ocupă întregul strat de valenţă (cele n^2 orbite posibile din cadrul stratului respectiv cele n substraturi [1]) putem scrie pentru metalele reprezentative adică cele de sub diagonală, următoarele relaţii:

$$n^2 \geqq \frac{n^2}{e} \geqq n \quad \text{sau} \quad n \geqq \frac{n}{e} \geqq 1 \quad \text{sau încă} \quad n-e \geqq 0$$

iar pentru metaloizi deci pentru elementele de peste diagonală:

$$\frac{n^2}{e} < n \quad \text{sau} \quad \frac{n}{e} < 1 \quad \text{sau încă} \quad n-e < 0.$$

Pentru fiecare căsuţă din tablou, n este dat de perioadă şi e este dat de grupă.

Cîtul $\frac{n^2}{e}$ dă numărul nivelelor energetice (orbitelor) care revin unui electron din stratul exterior. Cîtul $\frac{n}{e}$ dă numărul substraturilor care revin unui electron din stratul exterior.

Diferenţa $n-e$ exprimă diferenţa dintre numărul substraturilor şi electronii de valenţă ai unui strat. Această diferenţă *este constantă pentru o coloană oblică paralelă cu diagonala.* Deci coloanele oblice rezultate prin trasarea de paralele cu diagonala delimitează elemente cu $n-e=k$ sau $e=n-k$ k fiind o constantă.

Pentru a vedea între ce limite poate varia această constantă să luăm valoarea maximă pentru n şi minimă pentru e, deci $n=7$ şi $e=1$. Obţinem astfel căsuţa franciului pentru care $n-e=7-1=6$. Luînd valoarea minimă a lui n şi cea maximă pentru e: $n=2$ şi $e=8$ obţinem căsuţa neonului pentru care diferenţa $n-e=2-8=-6$. Rezultă că $-6 \leqq n-e \leqq 6$. Dînd succesiv toate valorile lui $n-e$ între limitele arătate (-6 şi $+6$) obţinem în total 13 coloane oblice.

In cazul coloanelor am trecut valoarea lui e de mai sus care dă electronii în funcţie de numărul substraturilor posibile ale stratului de valenţă, după cum vedem din tablou. Astfel $n-6 \leqq e \leqq n+6$, pentru cele 13 coloane oblice.

Este interesant de remarcat că la limită caracterul metalic este reprezentat prin coloana $n=e$ deci $n-e=0$ pentru care şi cîtul $\frac{n}{e}=k=1$ (vezi tabloul şi figura 2). După această concepţie deci, electronii exteriori ocupă cîte unul toate substraturile pe rînd ale stratului exterior, după care de abia se împerechează pe substratul zero apoi pe unu etc. Atîta timp cît $n-e>0$, deci cînd substraturile sînt mai multe decît electronii exteriori, elementul

[1]) Această ipoteză este plauzibilă dacă ţinem seamă că la interpretarea liniilor spectrale, termenii intră în binom la patrat, primele trepte de excitare fiind probabil cele din cadrul stratului.

respectiv este metal. În condiţii apropiate de cele normale putem considera că şi octetul gazelor nobile poate ocupa întregul strat ce îi stă la dispoziţie.

Putem face abstracţie de trecerea în capul coloanelor oblice a valorilor de la n—6 pînă n+6, dînd cîte o semnificaţie *în plus* perioadei respectiv grupei astfel:

1) Numărul perioadei pe coloană să însemne substraturile excedentare faţă de electronii de valenţă (între n—6 şi 0).

2. Numărul grupei pe coloană să însemne electroni excedentari faţă de substraturile stratului de valenţă (între 0 şi n+6).

În cele ce urmează vom urmări evoluţia caracterului metalic la elementele coloanelor oblice examinînd cîteva din însuşirile chimice şi fizice în directă legătură cu aceasta. Aşa sînt:

a) în stare elementară,
- — coloarea în stare de pulbere
- — fragilitatea (casanţa),
- — tensiunea de ionizare,
- — alotropia.

b) în stare combinată,
- — însuşirile oxizilor,
- — însuşirile hidroxizilor şi caracterul lor chimic,
- — însuşirile halogenurilor,
- — însuşirile carburilor,
- — raportul dintre valenţă şi coordinanţă în legătură cu capacitatea de a forma compleşi.

I. Pentru metale asemănări demne de remarcat încep cu coloana oblică n—2 şi se limitează în special la sodiu şi calciu, ale căror săruri conţin apă de cristalizare, unele fiind chiar delicvescente.

II. Asemănări în coloana n—1 deosebit de marcante precum se ştie, între Li şi Mg constau mai cu seamă în următoarele:
- — insolubilitatea fluorurilor, carbonaţilor şi fosfaţilor,
- — comportarea carburilor, nitrurilor, hidrurilor şi oxizilor,
- — comportarea hidroxizilor la deshidratare,
- — delicvescenţa accentuată a sărurilor.

III. *Începînd cu coloana n asemănările* nu se limitează la primele două elemente, Be şi Al, ci ele *se regăsesc la toate elementele coloanei oblice fără excepţie.*

A. Unele asemănări se recunosc din coloanele precedente:

1) posibilitatea de a izola săruri cu acizii oxigenaţi,

2) coloarea cenuşie metalică (pînă la negru) a elementelor în stare fin divizată.

3) valenţa mai mică decît coordinanţa, caracter comun tuturor metalelor.

B. Alte asemănări sînt caracteristice numai acestei coloane:

1) tendinţă mare de a forma complecşi cu diferiţi liganzi, astfel:

a) Cu F^-

$[HF_2'']^-$; $[BeF_4]^{-2}$; $[AlF_6]^{-3}$; $[GeF_6]^{-2}$; $[SbF_6]^{-1}$ PoF_6

b) Cu OH^-

$[H(OH)]$; $[Be(OH)_4]^{-2}$; $[Al[OH)_4]^-$; $[Ge(OH)_6]^{-2}$; $[Sb(OH)_6]^-$; $[Po(OH)_6]$

c) CuH_2O

$$[H(H_2O)]^+;\quad [Be(H_2O)_4]^{+2};\quad Al(H_2O)_6]^{+3}$$

d) $Cu\,NH_3$

$$[H(NH_3)]^+;\quad Be(NH_3)_4]^{+2};\quad [Al(NH_3)_6]^{+3};\quad [Ge(NH_3)_6]^{+4};\quad [Sb(NH_3)_6]^{+5}.$$

Ca o consecinţă a tendinţei către formare de complecşi înregistrăm acţiunea catalitică în reacţii de tip Friedel Crafts pe care o au halogenurile de aluminiu beriliu, germaniu, ca de altfel şi halogenurile de galiu şi staniu.

2) Caracterul amfoter al combinaţiilor hidroxilate

$$H_2O \nearrow OH^- \searrow H_3O^+;\quad Be(OH)_2 \nearrow Be^{+2} \searrow BeO_2^{-2};\quad Al(OH)_3 \nearrow Al^{+3} \searrow AlO_3^{-3}$$

$$Ge(OH)_4 \nearrow Ge^{+4} \searrow GeO_4^{-4};\quad Sb(OH)_5 \nearrow Sb^{+5} \searrow SbO_6^{-};\quad Po\,?$$

3) Caracterul de mijloc adică cel amfoter se observă la coloana n care este mijlocul coloanelor oblice la toate elementele fără excepţie. Pentru grupe, numai grupa IV prezintă caracter amfoter, de la perioada 4 începînd; perioadele cu elemente amfotere sînt 4 şi 5 numai pentru grupele III—VI.

4) Socotim că este interesantă poziţia neutronului ca încheietor al acestei coloane oblice. Consideraţiile pe care le facem încearcă să cuprindă într-o aceeaşi interpretare atît reacţiile chimice cît şi pe cele nucleare. De vreme ce am cuprins particolele elementare neutronul şi electronul în sistem, o asemenea interpretare este de la început justificată.

Putem privi nucleele atomice ca reprezentînd combinaţii complexe ale neutronilor cu protonii. Deuteriul ar fi cel mai simplu exemplu. Helionul de asemenea reprezintă unul din cei mai stabili „complecşi" ai neutronului, care se eliberează spontan în emisiunea radioactivă naturală.

Caracterul „amfoter" al neutronului poate fi subliniat prin existenţa următoarelor transformări elementare:

$$n \underset{+(\mp e)}{\overset{-(\mp e)}{\rightleftarrows}} \pm p$$

în care $(\mp e)$ reprezintă electronul respectiv pozitronul iar $\pm p$ protonul pozitiv respectiv protonul negativ.

C. Un al treilea gen de asemănări se regăsesc şi în coloanele următoare, coloana n situîndu-se ca o limită inferioară pentru ele:

— proprietatea de a fi casante, proprietate tipic nemetalică. Aluminiul prezintă această proprietate numai peste temperatura de 600 °C.

— formarea de halogenuri hidrolizabile care fumegă la aer, şi au tendinţă accentuată de a forma complecşi.

IV. — În coloana $n+1$ ca trăsături comune găsim:

— coloarea brună pînă la negru a elementelor în stare fin divizată.

— tensiunea de ionizare a elementelor acestei coloane are o valoare de aproximativ 8 V.

— imposibilitatea de a forma cu acizii oxigenaţi săruri izolabile în stare solidă.

— existenţa unei singure forme alotropice stabile. Arsenul alb reprezintă o formă extrem de instabilă a elementului.

— acizii elementelor se apropie de hidroxizii metalici prin aceea că deshidratarea lor duce la oxizi organizaţi în reţele de tipul oxizilor metalici, de exemplu:

$$B_2O_3, \quad SiO_2$$

oxizi care prin simplă tratare cu apă nu regenerează acidul. În combinaţii lipseşte tendinţa de a se pierde electroni. Prin urmare se manifestă numai tendinţa de a se închide stratul cu formarea octetului.

— valenţa egală sau mai mare decît coordinanţa, raport potrivit căruia în complecşii formaţi funcţionează de regulă ca donori de electroni.

Pe lîngă trăsăturile comune semnalate de-a lungul întregii coloane pentru B şi Si se mai relevă şi următoarele asemănări:

— nestabilitatea hidrurilor obţinute prin hidroliza aliajelor de magneziu,

— caracterul de sticlă al oxizilor (inclusiv cel de As),

— poziţia particulară faţă de restul combinaţiilor binare cu elementele carbon, azot şi fosfor. Carburile, nitrurile şi fosfurile au reţeaua compactă de tip diamantin (duritate maximă, puncte de topire foarte ridicate, indiferenţă chimică).

V. În coloana $n+2$ semnalăm următoarele asemănări generale:

— existenţa mai multor forme alotropice stabile

— tensiunea de ionizare mai mare decît în coloana precedentă cu valoarea de 10—11 V.

Pentru carbon şi fosfor se mai remarcă şi alte asemănări:

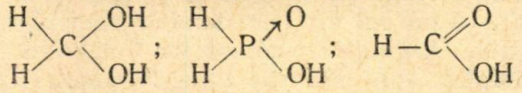
— arderea în aer sub forma unui proces continuu.

— asemănările fosfaţilor cu carbonaţii în privinţa solubilităţii sărurilor lor.

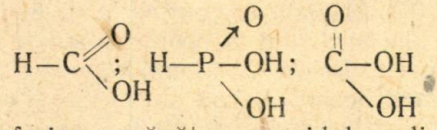
— acizii oxigenaţi relativ slabi. Sărurile monobazice sînt solubile iar cele bi respectiv tribazice sînt hidrolizabile.

— trei serii de acizi ale acestor elemente se aseamănă precum urmează:

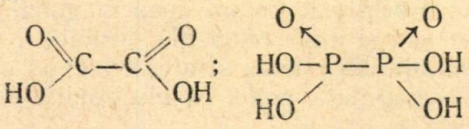
a) acidul hipofosforos asemănător cu formaldehida în privinţa caracterului reducător şi cu acidul formic în privinţa solubilităţii sărurilor.



b) acidul fosforos asemănător cu acidul formic în privinţa caracterului reducător şi cu acidul carbonic în privinţa solubilităţii sărurilor:



c) acidul hipofosforic asemănător cu acidul oxalic ambii fiind reducători mai ales la cald.



— posibilitatea de a forma peroxiacizi mono- şi di-

$$(CO_4)^{-2} \text{ şi } (PO_5)^{-3}\ ;\ (C_2O_6)^{-2} \text{ şi } (P_2O_8)^{-4}$$

— posibilitatea de a da naştere la tiosăruri.

VI. În coloana $n+3$ pot fi relevate următoarele asemănări generale:

— tensiunea de ionizare în jur de 11—12 V (configuraţia azotului, fiind excepţional de stabilă, tensiunea de ionizare este de 14,51 V),

— Obţinerea indirectă a oxizilor superiori cu stabilitate relativ mică astfel că Br_2O_7 nici nu s-a obţinut pînă azi,

— caracterul oxidant al acizilor oxigenaţi superiori (cel sulfuric la cald).

Pentru azot şi sulf în particular se pot remarca şi următoarele:

— stabilitatea relativă a amidurilor şi sulfhidrurilor,

— acizii oxigenaţi superiori fumegători la aer şi formează săruri solubile,

— pasivitatea metalelor faţă de acizii lor oxigenaţi conc.

VII. În coloana $n+4$ pot fi semnalate următoarele asemănări generale:

— tensiunea de ionizare circa 13 V,

— reacţie violentă cu hidrogenul amorsată termic sau fotochimic,

— procesele de combinare cu unele elemente cu aspecte de arderi pe care la întreţin,

— reacţii asemănătoare în chimia organică (halogenarea şi oxidarea fotochimică).

Din relatarea asemănărilor pe direcţiile oblice ale coloanelor cuprinse între aliniatele I—VII, rezultă cu suficientă claritate cum caracterul metalic scade odată cu creşterea numărului de electroni de pe coloane. În acelaşi sens se relevă şi o variaţie a caracterului metaloidic: el creşte odată cu creşterea numărului de electroni pe coloane, manifestîndu-se tot mai accentuat prin formarea octetului de electroni caracteristic elementelor de peste diagonală.

Configuraţia deosebit de stabilă a gazelor nobile cu 4 perechi de electroni se pare că se datoreşte structurii nucleului [3] în care protonii şi neutronii sînt împerechiaţi în particule alfa (helioni) la diferite nivele de energie. Aceste particole fiind aşezate compact în nucleul de neon spre exemplu, care conţine 5 helioni din care unul în centru şi 4 spre vîrfurile unui tetraedru regulat. Acestora le corespund 5 perechi de electroni din care 4 perechi îndreptaţi spre vîrfurile unui tetraedru regulat, fapt care reiese la formarea octetului la atomii elementelor precedente, ca de exemplu CH_4, NH_3, OH_2 şi FH (unghiurile dintre nucleele atomilor direct legaţi fiind de circa 100—110°). Argonul ar conţine la nivelul următor încă 4 helioni pe feţele tetraedrului nucleului de neon căruia i-ar mai corespunde încă 4 perechi de electroni, etc. Reiese că atomii elementelor gazelor nobile au o astfel de structură încît fiecărui helion din nucleu îi corespunde o pereche de electroni dirijată în spaţiu după direcţiile helionilor respectivi din nucleu.

Am mai vorbit despre improbabilitatea existenţei unui gaz nobil într-o perioadă cu numărul 8 prin extrapolare după diagonală. Această improbabilitate se mai sugerează şi după repartiţia posibilă a electronilor pe substraturi. Ea nu ar permite închiderea stratului într-un octet stabil deoarece stratul conţine şi 8 substraturi, astfel că electronii s-ar putea dispersa în

cadrul acestora în felul electronilor din metale care fac parte din coloana *n*. Un element cu asemenea structură nu ar mai fi un gaz nobil şi prin aceasta s-ar curma periodicitatea naturală a elementelor.

Din consideraţii de altă natură asupra stabilităţii nucleelor se ajunge la concluzii asemănătoare asupra imposibilităţii de a mai exista un gaz nobil dincolo de elementul 118 după cum s-a mai menţionat (vezi p. 339).

Pe de altă parte, telurul şi iodul au un caracter metalic neaşteptat mai pronunţat. Acest fapt se datoreşte substratului precedent liber 4_2 care face ca telurul să poată fi considerat în coloana *n* (din cauza dispersării posibile a electronilor pe cele 6 substraturi), iar iodul să poată fi considerat în coloana $n+1$ din acelaşi motiv. Caracterul metalic al At este atît de pronunţat încît se vorbeşte de el mai mult ca metal decît ca halogen [4] datorită faptului că în atomii săi sînt neocupate două nivele precedente şi anume: 5_3 şi 5_4. El prin aceasta ar putea să conteze şi în coloana $n-1$.

3. Caracterul general al asemănărilor oblice şi legătura lor cu celelalte asemănări

Asemănările elementelor şi combinaţiilor lor se pot evidenţia după 3 direcţii principale:

1. Verticală — pe grupe — direcţie de-a lungul căreia elementele au un caracter izovalent (aceeaşi valenţă) datorită aceluiaşi număr de electroni de valenţă, pentru fiecare din elemente.

2. Orizontală — pe perioade — direcţie de-a lungul căreia elementele prezintă un caracter izoster în combinaţii analaoge deci aceeaşi configuraţie electronică, datorită aceluiaşi strat periferic.

3. Oblică — pe coloane — direcţie cu caracter izodiferenţial, datorită aceleiaşi diferenţe dintre numărul de substraturi şi cei de electroni pe care-i conţin.

Prima direcţie de asemănări stă la baza studiului sistematic al elementelor. Cu privire la aceste asemănări ar fi de făcut următoarele observaţii generale:

a) În sistemul periodic hidrogenul trebuie să ocupe locul din fruntea grupei I. În felul acesta numărul grupei îi arată configuraţia electronică de pe primul său strat deschis. El trebuie să se găsească şi în coloana oblică *n* (cînd $n=e$). Toate aceste motive ne obligă a-l plasa fără echivoc în grupa I. Însuşirile lui speciale se datoresc şi faptului că pînă la închiderea stratului, închidere care coincide şi cu completarea stratului, (vezi p. 338 nota) îi lipseşte un singur electron, împrejurarea care îl îndreptăţeşte să stea şi în fruntea grupei halogenilor. Săgeaţa figurată către căsuţa din grupa VII indică filiaţiunea lui cu grupa VII.

b) Cele mai mari diferenţe dintre caracterul metalic al elementelor se înregistrează la grupele din mijlocul sistemului şi în special la grupa III care începe cu borul, un metaloid cu accentuată tendinţă de formarea octetului, şi termină cu taliul ale cărui comportări amintesc însuşirile metalelor din grupa I.

c) Accentuarea caracterului metalic la elementele din aceeaşi grupă se datoreşte şi creşterii numărului stratului şi al înmulţirii în consecinţă a numărului de substraturi.

A doua direcție de asemănări după orizontală care nu au fost subliniate cu destulă tărie pînă în prezent, comportă următoarele observații generale:

a) În prima perioadă este un singur element cu însușiri chimice, hidrogenul care are însușiri sui generis.

b) În perioada doua elementele au însușiri mult diferite de elementele aceloraşi grupe şi din perioadele următoare. În acest sens, remarcabil în deosebi este formarea octetului la elementele C. N. şi O în cazul legăturilor multiple [5]. Într-adevăr ele îşi pot forma octetul cu legături izolate şi prin electroni π, în condiții apropiate de cele normale. În combinațiile biatomice: $|N\equiv N|$; $[|C\equiv C|]^{-2}$; $[|C\equiv N|]^{-1}$; $|\bar{C}\equiv\overset{+}{O}|$; $[|N\equiv\overset{+}{O}|]^{+}$ totalul electronilor de valență este 10 adică suma grupelor din care elementele fac parte. Dacă acest total este mai mic, restul electronilor pînă la 10, se cîştigă prin electrovalență şi invers. În cazurile în care se oferă posibilități de conjugare, pot forma legături prin electroni π şi unele elemente învecinate ca *F* şi chiar elementele din perioadele următoare: cel mai frecvent sulful, apoi fosforul, arsenul, seleniul, clorul, bromul. În combinațiile triatomice, izoelectronice: CO_2, COS, CNO^-, CNS^-, CN_2^{-2}, N_2O şi N_3^- suma electronilor de valență este 16. Ei se pot formula structural astfel:

$|\bar{O}=C=\bar{O}|$ sau $^{-}|\underline{\bar{O}}\leftarrow C\equiv O|^{+}$

$|\bar{O}=C=\bar{S}|$ „ $^{-}|\underline{\bar{O}}\leftarrow C\equiv S|^{+}$

$|\bar{S}=C=\bar{S}|$ „ $^{-}|\underline{\bar{S}}\leftarrow C\equiv S|^{+}$

$[|\bar{O}=C=\bar{N}|]^{-}$ „ $^{-}[|\underline{\bar{O}}\leftarrow C\equiv N|]$

$[|\bar{S}=C=\bar{N}|]^{-}$ „ $^{-}[|\underline{\bar{S}}\leftarrow C\equiv N|]$

$[|\bar{N}=C=\bar{N}|]^{-2}$ „ $^{-2}[|\underline{\bar{N}}\leftarrow C\equiv N|]$

$|\bar{O}=N=\bar{N}|$ „ $^{-}|O\leftarrow\overset{+}{N}\equiv N|$

$[|\bar{N}=N=\bar{N}|]^{-}$ „ $^{-1}[|\underline{\bar{N}}\leftarrow N\equiv N|]$

Se observă că şi în acest caz dacă totalul electronilor (egal cu suma grupelor) nu este 16, diferența se completează prin electrovalență.

Se observă deci că acele configurații moleculare care conțin 10 electroni pentru cele biatomice şi 16 electroni pentru combinații triatomice sînt stabile. Astfel se poate explica şi formarea ionului de acetilură din acetilenă şi mobilitatea protonilor neaşteptat de mare din molecula de acetilenă. Eliminarea de protoni aduce deci ionului de acetilură o stabilitate comparabilă cu molecula de azot.

c) Elementele din perioadele 3 şi 4 care formează legături covalente şi covalențe coordinative nu formează, sau formează numai excepțional după cum s-a arătat mai sus, atunci cînd există posibilități de conjugare oferite de C, N şi O, legături prin electroni π. Numai aceste legături se reprezintă în formulele raționale în mod convențional prin liniuțe paralele între simboluri (duble legături covalente). Pentru evitarea confuziilor legă-

turile coordinative au altă reprezentare (săgeţi indicatoare a perechilor de electroni ce se pun în comun cu vîrful spre atomii acceptori).

d) Elementele din perioadele 5 şi 6 nu prezintă în combinaţii tendinţă caracteristică de formarea octetului deoarece la acestea există substraturi interioare libere.

e) Caracterul metaloidic apare pe direcţiile orizontale cu atît mai tîrziu cu cît numărul perioadei (al stratului) este mai mare deoarece, precum se ştie, numărul substraturilor creşte cu creşterea numărului perioadei (stratului).

A treia direcţie de asemănări, după oblice, se referă fie la elemente, fie la combinaţii analoage ale lor. Observaţiile generale cu privire la aceste direcţii de asemănări sînt următoarele:

a) Creşterea caracterului electronegativ se face simţită odată cu creşterea numărului coloanei. Deci tendinţa de formare a octetului, care este o tendinţă tipic nemetalică, creşte progresiv cu creşterea numărului coloanei fapt ce reiese şi din creşterea tensiunii de ionizare.

b) În aceeaşi coloană caracterul chimic este aproximativ acelaşi. Astfel se explică de ce o coloană cuprinde fie metale, fie metaloizi, fie elemente de trecere „semimetale"; perioadele şi grupele cuprind atît metale cît şi metaloizi. Grupele încep cu metaloizi şi se termină cu metale, pe cînd perioadele încep cu metale şi se termină cu metaloizi (gazele nobile). Avantajul considerării coloanelor oblice constă deci tocmai în aceea că ele cuprind elemente cu un caracter metalic sau nemetalic de intensitate relativ constantă.

c) Anumite caractere metalice generale se pierd în favoarea celor nemetalice de la coloana $n-1$ începînd, pe cînd altele se regăsesc şi în coloana $n+1$ sau chiar $n+2$. Totuşi caracterul predominant metalic se întinde exact pînă la diagonală de unde începe să predomine caracterul nemetalic.

d) După cum reiese din comportarea chimică a elementelor reprezentative, electronii au tendinţa de a ocupa fiecare alt substrat atîta timp cît există substraturi neocupate (vezi fig. 2) pînă ce se ocupă toate substraturile stratului cu cîte un singur electron. Această repartiţie a electronilor este plauzibilă, după cum am spus, pentru că atomii acestor elemente, în condiţii normale sau apropiate, nu se găsesc în stare fundamentală. Abia după ce toate substraturile sînt ocupate cu cîte un electron urmează împerecherea electronilor pe substratul zero (care reprezintă o stare excitată relativ mai săracă în energie) atrăgînd după sine şi pe ceilalţi electroni, pe substratul 1 pentru a forma octetul. Totuşi acest octet, în primele trepte de excitare, foloseşte substraturile aceluiaşi strat. Această concepţie este analoagă cu concepţia actuală că electronii în cadrul substratului ocupă întîi cîte o orbită şi numai apoi se împerechiază pe rînd pînă la completarea întregului substrat.

Am examinat diferite criterii de asemănări. Nu am putut conduce acelaşi criteriu de-a lungul tuturor coloanelor şi cîte odată nici în cadrul aceleiaşi coloane la toate elementele ei. Completări se vor putea aduce ulterior prin examinarea unui material mai bogat de fapte decît mi-a stat mie la îndemînă.

Asemănările cele mai întinse privind acelaşi criteriu se găsesc la elementele din coloana de mijloc cu nr. n (unde de fapt două relaţii au valoare constantă şi anume $n-e=0$ şi $\frac{n}{e}=1$) şi apoi la cele învecinate. Cu

cît ne îndepărtăm de coloana din mijloc scade numărul criteriilor de asemănare, după cum scade şi numărul de elemente conţinute.

Pentru a studia reţeaua de asemănări dintre elemente trebuie să examinăm înrudirile dintre ele în toate cele 3 direcţii de mai sus, în acelaşi timp.

Dintr-o asemenea examinare vom putea observa că predomină una din direcţiile de asemănăre, sau chiar două din ele, ori chiar toate trei. Astfel elementele din perioada a doua, în special la început, se aseamănă pe coloane şi numai perioadele următoare ale elementelor prezintă asemănări nete pe grupe, în special grupa I şi II.

Este posibil ca o asemănare să înceapă pe oblică şi să continue pe orizontală sau pe verticală, fapt care se observă şi la elementele tranziţionale. Astfel spre exemplu: carbonul, fosforul şi sulful dau peracizi cu legături peroxidice forma mono- şi di-, la fel ard în condiţii asemănătoare, după ce sînt aprinse. Azotul, sulful şi clorul au acizi oxigenaţi superiori oxidanţi (şi anhidrida în echilibru cu acidul în concentraţie mare). Oxigenul, clorul şi bromul dau reacţii de oxidare respectiv halogenare substitutivă şi aditivă, în condiţii asemănătoare, cu substanţele organice. Aceste analogii oblice, după cum s-a mai spus, pot fi extinse şi asupra elementelor tranziţionale cînd spre exemplu vanadiul şi molibdenul dau sulfuri asemănătoare, care-i determină în grupa II-a analitică. Acest lucru ne este surprinzător dacă admitem între substraturile stratului exterior şi pe cel în curs de completare. Vanadiul din perioada 4 are 5 electroni şi 5 substraturi (3_2, 4_0, 4_1, 4_2, 4_3) la fel ca şi molibdenul 6 electroni şi 6 substraturi (4_2, 5_0, 5_1, 5_2, 5_3, 5_4). Însuşirile asemănătoare ale sulfurilor de cupru şi cadmiu îi situează pe aceştia în grupa II-a analitică. Un exemplu de însuşiri asemănătoare după oblică continuat pe orizontală, trecînd chiar la elementele reprezentative în continuare, este acela al sulfurilor şi halogenurilor de argint, mercur, taliu şi plumb.

Concluzii.

1. Am adus cîteva precizări în clasificarea elementelor prezentînd într-o nouă formă împărţirea elementelor pe clase şi familii.

2. Am adus cîteva modificări în sistemul periodic al lui D. I. Mendeleev şi anume:

— dedublarea perioadelor mari astfel ca ele să fie aşezate unele sub altele.

— am recunoscut criteriul raţional de încadrare al lantanidelor şi actinidelor în subgrupele sistemului periodic, subliniind înrudirile dintre lantanide (pe măsura împerecherii electronilor pe orbite) şi dintre lantanide şi actinide.

3. Am atribuit cauza asemănărilor oblice şi scăderea caracterului metalic substraturilor stratului exterior.

4. Am delimitat coloane oblice pentru elementele reprezentative, găsind cazuri de asemănări pentru toate elementele coloanelor.

5. Am căutat cîteva caractere diferenţiale dintre cele două coloane vecine cu diagonala relevînd saltul de la caracterul metalic la cel nemetalic.

6. Am relevat faptul că asemănările oblice trebuiesc studiate concomitent cu cele orizontale şi cele verticale, pentru a se vedea care din ele predomină şi în ce măsură.

7. Am extins asemănările oblice şi asupra unora din compuşii elementelor tradiţionale, atunci cînd nu existau asemănări pe orizontală şi verificală.

BIBLIOGRAFIE

1. Seaborg C.: Poziţia în sistemul periodic şi structura electronică a celor mai grele elemente (din „Uspehi himii" 4/1950).
2. Capustinski A. P.: O formulă care exprimă numărul elementelor din perioade şi principiul sistemului periodic al lui D. I. Mendeleev (din „Docladi Academii Nauc S.S.S.R.") vol. LXXX nr. 3/1951, p. 365—368).
3. Levitscaia N. A.: Zone particulare în sistemul periodic al elementelor (din „Docladi Academii Nauc S.S.S.R." seria nouă nr. 1/1949).
4 Astanov C. V.: Noile elemente chimice (din „Himie v Scoli" 2/1951).
5. Agafosin N.: Natura valenţei şi mecanismul formării legăturilor interatomice (din Himie v Scoli 1/1953).
6. Sigorin D. N.: Despre unele probleme ale teoriei structurei chimice a moleculelor (din „Jurnal Fizicescoi Himii" vol. XXV nr. 6/1951, p. 737—752).

QUELQUES OBSERVATIONS CONCERNANT LE CARACTÈRE DES ÉLÉMENTS ET LEUR POSITION DANS LE SYSTÈME PÉRIODIQUE (RESSEMBLANCES OBLIQUES)

Dans ce travail, l'auteur s'est proposé de poursuivre les relations qui peuvent exister entre le caractère chimique des éléments et la constitution périphérique de leurs atomes. Il considère comme facteur déterminant du caractère chimique, outre le nombre des électrons périphériques, aussi le nombre des sous-couches de la couche extérieure.

Le travail contient trois parties:

1) La présentation de quelques modifications dans le système périodique basées sur la division des éléments en séries, classes et familles, conformément à la structure de l'enveloppe d'électrons; par cette division, les lantanides et les actinides trouvent aussi une place rationelle dans le tableau.

2) Ressemblances obliques dans la structure des atomes et dans les qualités des éléments. Dans cette partie, l'auteur observe que le caractère métallique des éléments représentatifs diminue parallèlement à la diagonale qui les sépare en métaux et métalloïdes et, en même temps, parallèlement aux ressemblances déjà connues entre Li et Mg, Be et Al, etc. Il y observe encore que le caractère métalique prédomine si le numéro de la periode — égal au nombre des sous-couches de la couche extérieure n — est plus grand que le numéro du groupe noté avec e, la limite étant $n=e$. Il admet l'hypothèse que dans des conditions proches aux conditions normales (environ 300 °K) les électrons occupent toute la couche extérieure (les n^2 orbites, respectivement les n sous-couches). Pour une colonne oblique, $n—e$ est égal à une constante ainsi que le caractère métallique, respectivement non-métallique, est aussi constant. Le tableau contient 13 colonnes obliques depuis l'élément le plus électropositif — Fr — jusqu'au

plus électronégatif — F — respectivement le gaz noble Ne. L'auteur analyse ensuite quelques propriétés des éléments représentatifs selon des colonnes obliques.

3) Le caractère général des ressemblances obliques et leur liaison avec les autres ressemblances. Après avoir fait quelques observations concernant les ressemblances sur la verticale et sur l'horizontale, l'auteur considère aussi la liaison avec les ressemblances obliques et met en évidence le fait que les éléments peuvent être apparentés selon une, deux ou même toutes les trois directions données. Certains éléments de transition présentent aussi des ressemblances obliques.

НЕКОТОРЫЕ ЗАМЕЧАНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНО ХАРАКТЕРА ЭЛЕМЕНТОВ И ИХ МЕСТА В ПЕРИОДИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ (ПОДОБИЯ ПО НАКЛОННОЙ ЛИНИИ)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ).

В своей работе авторепредлагает исследование отношений, которые могут иметь место между химической характеристикой элементов и периферической структуры их атомов. Автор считает решающим фактором химической характеристики, кроме числа периферийных электронов, также и число прослоек внешнего слоя.

Работа состоит из трех частей:

1. Предложение некоторых изменений в периодической системе на основании разделения элементов по рядам, классам и семействам, согласно структуре электронной оболочки; на этом основании было иайденно соответствующее место также для лантанидов и актинидов.

2. Подобия по наклонной линии в структуре атомов и в свойствах элементов. В этой части автор добавляет следующее замечание: металлический характер претставителей элементов уменьшается параллельно диагонали разделяющей их на металлы и металлоиды, и в то же время параллельно известным сходствам между Li и Mg, Be и Al и. т. д. Отмечается также что металлический характер преобладает, если число периода равно числу прослоек внешнего слоя и больше числа группы обозначенного через e, достигая предела при $n=e$. Делается допущение, что в условиях близких к нормальным (ококо 300°K) электроны занимают весь наружный слой n^2 орбит, (соответственно n прослойкам). Для наклонной колонны n, e постоянно, также как относительно постоянен металлический или неметаллический характер.

Таблица содержит 13 наклонных колонн, начиная от найболее положительного элемента Fr и кончая самым отрицательным F, соответственно благородным газом Ne. Затем анализируются несколько свойств представителей элементов по наклонным колонам.

3. Общий характер сходств по наклонным линиям и связь их с другими сходствами. После некоторых замечаний относительно сходства по вертикалям и горизонталям, устанавливается связь со сходством по наклонной линии и подчеркивается, что элементы могут быть представленными по одному, двум или трем данным направлениям. Некеторые переходные элементы имеют также сходства по наклонным линиям.

DESPRE INTRODUCEREA RESTULUI MERCURIOXALIC ÎN FENOLI ÎN VEDEREA SINTEZEI UNOR COMBINAȚII NOI CU EFECT INSECTICID-FUNGICID

DE

IOSIF REICHEL și LIVIA POD

Datorită efectului insecticid-fungicid pe care-l manifestă, anumite combinații organice ale mercurului joacă mai de mult un rol important în agricultură și diversele preparate comerciale au diferite denumiri, ca Upsalan, Ceresan, Tillantin, etc.

La început au fost preferate preparate cu un conținut relativ mai mare de mercur, pînă la aproximativ 16%, pe urmă preparate cu un conținut mult mai mic de mercur și anume între 1,25—2%, amestecînd combinațiile pure cu anumite suporturi convenabile. Tipul preferat de combinații a devenit cu timpul cel de formula generală *R*-Hg-*X* [1], în care *R* înseamnă un radical alchilic sau arilic, iar *X* reprezintă a grupă hidroxilică, sau un rest anorganic sau organic. Astfel de combinații sînt cunoscute în număr destul de mare, la care participă pe de o parte mai ales fenolul și în general fenoli substituiți, iar pe de alta grupa hidroxilică, sau resturi acide acetice și de clorură sau cianură.

In literatură nu se semnalează însă participarea acidului oxalic la formarea combinațiilor de acest fel. De aceea și avînd în vedere toxicitatea cunoscută a acestui acid, am încercat prepararea unor combinații noi de acest tip, prin introducerea restului mercurioxalic în fenol și o-crezol, în vederea cercetării ulterioare a proprietăților insecticide-fungicide ale lor.

Cu privire la mercurarea combinațiilor aromatice este de importanță constatarea mai veche a lui O. Dimroth [2] după care mercurarea se produce în general ușor, însă nu toate sărurile mercurice sînt agenți de mercurare potriviți, existînd o interdepedență între scindarea hidrolitică a sărurilor de mercur:

$$Ac—Hg—Ac + H_2O \rightarrow Ac—Hg—OH + AcH$$

și reacția de mercurare:

$$Ac—Hg—Ac + C_6H_6 \rightarrow Ac—Hg—C_6H_5 + AcH$$

Sărurile ușor hidrolizabile, cum sînt acetatul, nitratul sau sulfatul de mercur, sînt agenți de mercurare corespunzători, în schimb clorura sau în măsură și mai mare cianura de mercur, duc la rezultate mai puțin favorabile.

După cercetări recente [3], mercurarea combinaţiilor aromatice poate fi catalitic accelerată în prezenţa unor cantităţi mici de săruri de cupru sau de cadmiu, obţinîndu-se de pildă, după încălzirea la reflux a unui amestec de benzen, acetat mercuric şi anhidrida acetică, randamente pînă la 80%.

Despre mercurarea combinaţiilor cu caracter fenolic există mai multe publicaţii, dintre care cele fundamentale ale lui O. Dimroth [4] şi multe brevete. Din aceste lucrări mai vechi şi mai noi reiese, că produsele care se formează, pot avea diferite structuri, în funcţie de condiţiile experimentale. Pe lîngă acestea, în lucrările noastre de mercurioxalare a fenolilor, am mai ţinut seamă şi de împrejurarea, că prin alcalinizarea oxalatului de mercur pînă la pH=9, se formează oxalaţi bazici, de pildă $HgC_2O_4 \cdot 2HgO$, existenţa căruia a fost dovedită recent, prin titrare potenţiometrică [5]. Mercurioxalarea fenolului am executat-o în diferite condiţii preparative (vezi schema I).

În cursul acestor încercări am obţinut patru produse, care nu sînt semnalate în literatură pînă în prezent şi pentru care am putut stabili, pe bază metodelor sintetice şi a rezultatelor analitice, formule raţionale probabile, determinîndu-li-se în acelaşi timp şi unele însuşiri mai importante.

Prin fierberea scurtă a anhidro-(2-oxifenil-mercuri-hidroxidului) cu o soluţie apoasă concentrată de acid oxalic s-a format combinaţia I sub forma unui precipitat incolor şi grăunţos, care decolorează o soluţie eterică de iod. Rezultatele analitice sînt în concordanţă bună cu structura aşteptată a produsului. Această structură este în concordanţă şi cu cercetări recente [6] cu privire la reacţia unor acizi bibazici, de pildă a acidului adipic, cu alţi derivaţi aromatici mercuraţi, constatîndu-se că cele două grupe carboxilice reacţionează concomitent şi în acelaşi fel cu mercurul organic legat. Structura atribuită este cu atît mai probabilă, cu cît prin topirea combinaţiei I cu acid oxalic se produce esterificarea celor două grupe hidroxilice cu 1 mol de acid oxalic şi produsul obţinut, incolor şi insolubil, corespunde pe baza datelor analitice combinaţiei după formula II.

Alte combinaţii mercurioxalate ale fenolului am obţinut prin acţiunea oxalatului de sodiu, respectiv a acidului oxalic asupra fenol-2,4-di-mercuri-acetatului. Lucrînd cu o soluţie apoasă concentrată de oxalat de sodiu la temperatura de fierbere, sau şi prin topire cu aceeaşi sare, urmată de tratarea produsului cu apă fierbinte, am putut izola un precipitat incolor, care pe baza datelor analitice corespunde foarte bine combinaţiei aşteptate IV; iar prin încălzirea energică a filtratului concentrat cu acid oxalic un alt produs, incolor şi solubil în soluţii alcaline diluate, care corespunde, după analiză, combinaţiei III şi care reprezintă esterul oxalic acid al combinaţiei IV.

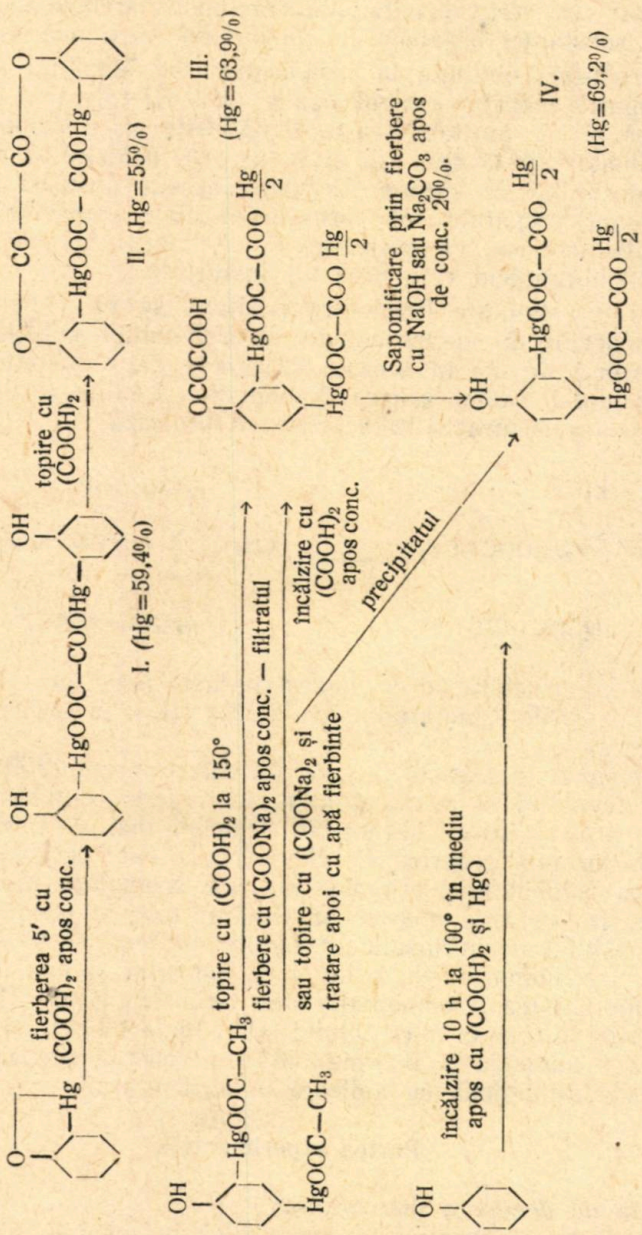
Acelaşi ester oxalic acid III, s-a obţinut mai uşor şi cu puritate foarte bună, fără formarea produsului IV, şi prin topirea fenol-2,4-di-mercuri-acetatului cu acid oxalic la 150 °C. Relaţiile genetice între combinaţiile III şi IV devin probabile mai ales dacă luăm în consideraţie faptul că prin fierberea combinaţiei III cu soluţii alcaline apoase mai

concentrate se formează combinaţia IV, confirmată prin analiză, ceea ce corespunde caracterului de saponificare al reacţiei.

Presupunem că aceeaşi combinaţie fenolică IV s-a format şi la acţiunea unui amestec de acid oxalic şi oxid mercuric asupra fenolului,

Schema 1

Mercurioxalarea fenolului

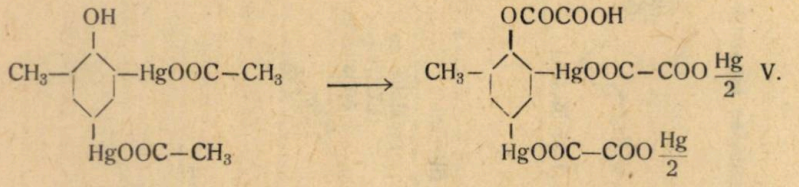


în mediu apos concentrat şi la încălzire timp de 10—12 ore la temperatura de 100°. Faptul că valorile analitice găsite pentru conţinutul

în mercur al substanței au fost prea mari (71,86% față de 69,2% calculat), se explică probabil prin aceea, că metoda de eliminare a excesului de oxid de mercur din produsul obținut — prin flotare, alte posibilități fără periclitarea compoziției inițiale negăsindu-se în cazul acesta — nu a fost cea mai potrivită, din care motiv trebuie să admitem impurificarea substanței organice cu combinația mercurică anorganică.

Din produsele obținute la mercurioxalarea fenolului se evidențiază pentru scopurile noastre esterul oxalic acid III. Această combinație se obține ușor și cu puritate foarte bună, este ușor solubilă în soluții alcaline diluate atît la rece, cît și la ușoară încălzire și este stabilă la acțiunea bioxidului de carbon. În urma acestor însușiri va fi posibilă obținerea unor preparate sub forme comerciale convenabile. Din toate aceste motive credem, că examinarea combinației III cu privire la un efect insecticid-fungicid este probabil justificată.

În caz de rezultate fiziologice pozitive, se va pune problema extinderii metodelor de mercurioxalare și a fenolilor substituiți. O încercare întreprinsă de noi în această direcție a dat rezultatul așteptat. La acțiunea acidului oxalic asupra combinației 2,4-dimercuriacetat-*o*-crezol, în mediu apos concentrat și la încălzire, se formează



V.

combinația V, structura căreia apare confirmată pe baza reacției de formare și a însușirilor similare cu combinația III și în același timp pe baza datelor analitice.

În concluzie, în această lucrare am cercetat posibilitățile de mercurioxalare a fenolului și a *o*-crezolului, în vederea obținerii unor combinații noi cu efect insecticid-fungicid probabil mai accentuat, decît combinațiile de formula generală *R*—Hg—*X* cunoscute pînă în prezent. Mercurioxalarea combinațiilor organice nu este semnalată în literatură pînă în prezent. În lucrările noastre am indicat diferite posibilități de introducere a restului mercurioxalic în combinații fenolice și am preparat și identificat 5 combinații noi, 4 din seria fenolului și una din seria *o*-crezolului. Din acestea o combinație din seria fenolului (III) și eventual o combinație din seria *o*-crezolului (V), datorită însușirilor corespunzătoare se recomandă a fi examinată în vederea preparării unui preparat insecticid-fungicid, cu aplicare în agricultură.

Partea experimentală

Metoda de dozare a mercurului.

Determinarea cantitativă a mercurului în combinațiile obținute am executat-o, după descompunerea substanțelor aromatice mercurate, cu acid azotic 1 : 4 la cald și după diluarea cu apă a amestecului descompus la

150 cc, aplicînd metoda de precipitare a mercurului sub forma complexului cristalin uşor filtrabil [7]

$$[HgPy_2]\ Cr_2O_7$$

După neutralizarea cu piridină a soluţiei descompuse diluate, am adăugat 2 gr bicromat de amoniu dizolvat în 10 cc apă şi 1 cc piridină. Precipitatul format l-am filtrat după o scurtă amestecare, printr-un creuzet de sticlă „G4", l-am spălat succesiv cu apă, alcool şi eter şi l-am uscat în exicator.

$$\%Hg = \frac{a \cdot F \cdot 100}{s}$$

în care a = precipitatul cîntărit
s = substanţa luată în lucru şi
F = 0,34904 (factorul de calcul).

Acţiunea acidului oxalic asupra anhidro-(2-oxi-fenil-mercurihidroxidului)

Anhidro-combinaţia a fost aplicată în suspensie apoasă şi a fost obţinută [4] din 1,76 gr *o*-mercuriclorfenol prin dizolvare în 6 cc soluţie de hidroxid de sodiu de concentraţie 6% şi barbotare de bioxid de carbon în soluţia puţin diluată, sau într-o altă probă din 2 gr *o*-mercuriclorfenol dizolvat în apă fierbinte şi tratat cu 1,54 gr carbonat de sodiu dizolvat în 50 cc apă.

Suspensia apoasă a anhidro-combinaţiei s-a tratat cu o soluţie apoasă a 2 gr acid oxalic şi s-a încălzit 5 minute sub agitare pînă la fierbere. După răcirea amestecului sub agitare, am filtrat precipitatul alb, grăunţos şi greu, care s-a depus repede, l-am spălat de cîteva ori cu apă şi în fine l-am uscat.

Combinaţia obţinută decolorează o soluţie eterică de iod şi nu se topeşte pînă la 275°, ci se descompune, observînd în interiorul capilarei mercur metalic, substanţa rămînînd albă.

Analiza substanţei obţinute:

s=0,0970 gr, a=0,1656 gr, găsit: 61,03% mercur
s=0,1082 gr, a=0,1892 gr, găsit: 59,58% mercur
calculat pentru $C_{14}H_{10}O_6Hg_2$(I) 59,4% mercur

0,2 gr din această substanţă, *topite* cîteva minute cu *0,2 gr acid oxalic,* duce la formarea unui produs alb şi insolubil, care după răcire s-a spălat cu apă caldă şi s-a filtrat.

Datele analitice au fost :

a=0,1298 gr, găsit: 53,42% mercur
s=0,0848 gr,
calculat pentru $C_{16}H_8O_8Hg_2$(II) 55% mercur

Acţiunea acidului oxalic şi a oxalatului de sodiu asupra fenol-2,4-di-mercuriacetatului

Am topit 6 gr fenol şi sub agitare timp de 10 minute am adăugat 12 gr acetat mercuric [4], iar pe urmă, după adăugare de 200 cc apă

fierbinte, am mai încălzit 5 minute pînă la fierbere, după care am filtrat fierbinte, obţinînd o soluţie limpede care conţine pe lîngă fenol-2,4-dimercuriacetat şi combinaţiile fenol-2-şi-4-mercuriacetat. La această soluţie clară şi fierbinte am adăugat 6 gr oxalat de sodiu sub formă de soluţie apoasă concentrată. După răcirea amestecului se formează un precipitat fin alb şi o cantitate mică a unui produs vîscos şi roz, ce se întăreşte la răcire mai îndelungată. Această substanţă vîscoasă am îndepărtat-o din amestec prin încălzirea amestecului din nou, urmată de filtrarea lichidului fierbinte. Am adăugat la filtrat pe urmă 6 gr acid oxalic sub formă de soluţie concentrată, la cald, depunîndu-se un precipitat alb şi destul de greu, pe care l-am filtrat după 24 ore şi l-am spălat cu apă şi cu puţin alcool pentru îndepărtarea unor eventuale resturi de fenol. Randament 5 gr.

Analiza substanţelor obţinute în 3 probe de sinteză:

$s=0{,}1312$ gr	$a=0{,}2394$ gr	găsit: 63,69% Hg
$s=0{,}1490$ gr	$a=0{,}2744$ gr	găsit: 64,28% Hg
calculat pentru $C_{12}H_4O_{12}Hg_3$ (III)		63,9% Hg

Într-o altă probă, experienţa a fost executată prin topirea a 6 gr. fenol cu 12 gr acetat mercuric într-o capsulă de porţelan la temperatura băii de apă. Continuînd agitarea la aceeaşi temperatură am adăugat pe urmă 6 gr oxalat de sodiu bine pulverizat şi am omogenizat topitura încă 10 minute, după care am turnat-o în 300 cc apă fierbinte sub agitare şi am mai încălzit-o 10 minute pînă la fierbere.

După filtrarea amestecului fierbinte, precipitatul alb l-am spălat cu apă caldă şi cu alcool, obţinînd 3 gr substanţă, care la dozarea mercurului a dat următoarele rezultate:

$s=0{,}1080$ gr	$a=0{,}2154$ gr	găsit: 69,61% Hg
$s=0{,}1046$ gr	$a=0{,}2088$ gr	găsit: 69,67% Hg
calculat pentru $C_{10}H_4O_9Hg_3$ (IV).		69,2% Hg

Filtratul l-am încălzit pînă la fierbere şi am adăugat 6 gr acid oxalic dizolvat în 50 cc apă. Am mai încălzit amestecul 10 minute pînă la fierbere şi precipitatul format l-am filtrat după 24 ore. După spălarea precipitatului cu apă caldă şi cu alcool am obţinut 6,1 gr substanţă, care la dozarea mercurului a dat acelaşi rezultat ca şi în cazul primelor 3 experienţe, adică pentru $C_{12}H_4O_{12}Hg_3$ (III).

$s=0{,}1599$ gr	$a=0{,}2994$ gr	găsit: 65,35% Hg
$s=0{,}1700$ gr	$a=0{,}3142$ gr	găsit: 64,50% Hg.

Într-o altă probă experienţa a fost executată în condiţii similare, înlocuind însă oxalatul de sodiu cu acid oxalic fin pulverizat. După turnarea topiturii în 250 cc apă caldă se formează o masă vîscoasă, care se solidifică însă în cîteva minute. După decantarea lichidului am mărunţit masa solidificată într-un mojar astfel, încît am obţinut un terci fin, pe care l-am reluat cu lichidul decantat. Am încălzit amestecul încă 10 minute aproape pînă la fierbere. După 24 ore am filtrat precipitatul şi l-am spălat cu apă caldă şi cu alcool, obţinînd 10,5 gr substanţă.

Datele analitice au fost:

$s=0{,}1888$ gr	$a=0{,}3514$ gr	găsit: 64,96% Hg.

Această substanţă, însă în stare mai pură, am obţinut-o într-o altă probă executată în aceleaşi condiţii experimentale, cu singura deosebire că topirea s-a făcut nu la temperatura băii de apă ci la 150°. Datele analitice au fost:

s=0,1874 gr a=0,3418 gr găsit: 64,00% Hg.

Substanţa obţinută în toate aceste probe se descompune la încălzire peste 200°, fără topire. La adăugarea acidului azotic fumans se descompune de asemenea, căpătînd o culoare roşie, iar stînd un timp mai îndelungat la aer, se colorează galben deschis.

Substanţa se dizolvă într-o soluţie diluată de hidroxid de sodiu (15%) şi rezultă o soluţie clară atît la rece cît şi la cald, iar la barbotarea bioxidului de carbon prin soluţie nu se observă formarea unui precipitat. Barbotarea hidrogenului sulfurat prin soluţie, sau adăugarea sulfurii de sodiu de asemenea nu produce nici o schimbare.

Substanţa *se saponifică* însă cu soluţii alcaline mai concentrate la încălzire, formîndu-se un precipitat cenuşiu-galben la încălzirea a unui gr de substanţă cu 1 gr hidroxid de sodiu, sau cu 1 gr carbonat de sodiu, dizolvat în 4 cc apă. Analiza acestui precipitat a prezentat următoarele date:

s=0,0680 gr	a=0,1402 gr	găsit: 69,88% Hg
s=0,1318 gr	a=0,2638 gr	găsit: 71,98% Hg
calculat pentru $C_{10}H_4O_9Hg_3$ (IV).		69,2% Hg.

Acţiunea unui amestec de oxid mercuric şi acid oxalic asupra fenolului

Un amestec de 7 gr fenol şi 6,3 acid oxalic s-a dizolvat în 125 cc apă şi la temperatura băii de apă am adăugat în decurs de o oră 5,4 gr oxid mercuric, după care am mai încălzit, mereu agitînd, încă 10 ore, ultimele 2 ore pînă la fierbere. Culoarea portocalie trece încet în galben-deschis, o parte a oxidului mercuric rămînînd însă nereacţionată.

Produsul galben a fost pe urmă izolat prin flotarea amestecului, este insolubil în apă, în acid azotic 1 : 4 şi în acid acetic glacial, este în schimb solubil în acid clorhidric concentrat, cu descompunere.

Determinarea cantitativă a mercurului în substanţă a dat următoarele rezultate:

s=0,0876 gr	a=0,1844 gr.	găsit: 73,01% Hg
s=0,1018 gr	a=0,2096 gr.	găsit: 71,86% Hg
calculat pentru $C_{10}H_4O_9Hg_3$ (IV).		69,2% Hg.

Valorile mari găsite sînt explicabile, dacă considerăm că metoda de separare de excesul oxidului mercuric nu a fost perfectă şi admitem impurificarea substanţei organice cu acesta.

Acţiunea acidului oxalic asupra 2,4-dimercuri-acetat-o-cresolului

Am dizolvat 1,55 gr 2,4-dimercuriacetat-*o*-crezol (punct de topire = =186—192°) obţinut [8] prin acţiunea unui exces de acetat de mercur asupra o-crezolului în mediu de alcool şi izolat din amestec, în 10 cc soluţie de hidroxid de sodiu 5%. În această soluţie am introdus pe urmă, sub agitare, şi încălzire o soluţie de 1,35 gr. oxalat de sodiu (exces 100%)

şi acid oxalic pînă la neutralizare, apoi încă 0,2 gr acid oxalic. S-a format un precipitat alb şi voluminos, care s-a filtrat şi s-a prelucrat în mod obişnuit. Produsul obţinut nu are punct de topire şi este solubil într-o soluţie caustică alcalină.

Analiza substanţei obţinute a dat următoarele rezultate:

$s=0{,}098$ gr	$a=0{,}1740$ gr	găsit: 60,65% Hg.
$s=0{,}1008$ gr	$a=0{,}1798$ gr	găsit: 62,26% Hg.

calculat pentru $C_{13}H_6O_{12}Hg_3$(V). 62,9% Hg.

BIBLIOGRAFIE

1. Klages, Angew. Chem. *1941*, 379.
2. Houben-Weyl, *Methoden der organischen Chemie*, Ed. G. Thieme, Leipzig, 1924, IV, 938.
3. Bergmann M., Chem. Technik, 1954, *5*, 302.
4. Dimroth, O., Ber. *31*, 2154; Ber. *32*, 762 şi Ber. *35*, 2853.
5. Denk G., Chem. Technik, 1954, *8*, 464.
6. Bolşakova A. A., J. Obşc. H. *24* (86), 266 (1954); C. 1955. I. 1487.
7. Spacu G. şi Dick I., Z. f. analyt. Ch. *76*, 7—8, 18 (1929).
8. Mameli E., Gazz. chim. ital. *56*, 948 (1926); C. 1927. I. 1438.

ÜBER DIE OXALOMERCURIERUNG VON PHENOLEN, ZWECKS SYNTHESE VON NEUEN VERBINDUNGEN MIT FUNGIZIDER WIRKUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wurden die Möglichkeiten zur Oxalomercurierung von Phenol und *o*-Kresol untersucht um neue Verbindungen des Typs R—Hg—X zu erhalten, die größere fungizide Wirkung besitzen, als die bisher bekannten Verbindungen derselben Art. Die Reaktion der Oxalomercurierung ist in der Literatur bisher nicht bekannt. In vorliegender Arbeit werden verschiedene präparative Möglichkeiten, sowie 5 neue Verbindungen beschrieben, 4 aus der Reihe des Phenols und eine aus der des *o*-Kresols. In Anbetracht ihrer Eigenschaften empfehlen sich eine Verbindung aus der Phenolreihe (III) und eventuell eine weitere aus der Kresolreihe (V) auf ihre fungizide Wirkung näher untersucht zu werden, mit dem Ziel, daraus saatgutbeizende Präparate für die Landwirtschaft herzustellen.

О ВВЕДЕНИИ РТУТНО-ЩАВЕЛЕВОГО ОСТАТКА В ФЕНОЛЫ ДЛЯ СИНТЕЗА НЕКОТОРЫХ НОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ С ИНСЕКТИСИДНО-ФУНГИСИДНЫМ ДЕЙСТВИЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Исследуются возможности ртутно щавелевой обработки фенола и *о*-крезола, для получения новых соединений с возможно более сильным действием чем соединения общей формулы R—Hg—X известные до настоящего времени.

Ртутно-щавелевая обработка органических соединений не встречалась до настоящего времени в литературе.

В этих трудах указаны различные возможности введения ртутно щавелевого остатка в фенольные соединения, приготовление и установление 5 новых соединений, из которых 4 из серии фенола и одно из серии о-крезола.

Из них, одно соединение из серии фенола (III) и возможно одно соединение из серии *о*-крезола (V), благодаря соответствующим свойствам, рекомендуется для исследования с целью приготовления инсектисидно-фунгисидного препарата для применения в земледелии.

OBȚINEREA UNOR PIGMENȚI COLORANȚI DE ÎNALTĂ CALITATE, PRIN VALORIFICAREA NOROIULUI DE FIER, DEȘEU LA FABRICAREA ANILINEI PRIN REDUCEREA NITROBENZENULUI

DE

I. REICHEL, I. PHILIPS și E. SECOȘAN

Partea teoretică

Despre formarea anilinei

Reducerea nitrobenzenului cu fier are loc în mediu apos, în prezența electroliților. Reacțiile fundamentale ale procesului sînt:

$$Fe + 2H_2O \longrightarrow Fe(OH)_2 + 2H$$

și

$$C_6H_5—NO_2 + 3H_2 \longrightarrow C_6H_5—NH_2 + 2H_2O,$$

adică, în anumite condiții, fierul descompune apa, acceptă oxigen și generează hidrogen, care reduce nitrobenzenul pînă la anilină.

Un fier deosebit de activ în acest proces este fonta cenușie, care din punct de vedere chimic reprezintă fier, în care este dizolvat carbon în diferite forme și care mai conține în cantități mici și compuși ai unor altor elemente, cum sînt Mn, P, Si, și S. Această neomogenitate chimică a fontei face posibilă, în mediu apos, apariția unor pile electrice locale, în care oxigenul, care se degajă la anod, contribuie la oxidarea fierului. La acest efect electrochimic se mai adaugă faptul, că fonta cenușie bogată în grafit, se fărîmițează ușor în amestecul de reducere, ceea ce duce la mărirea suprafeței de contact. Din cauza măririi conductibilității electrice a soluției, în prezența electroliților, acest proces de coroziune umedă a fierului se mai intensifică în așa măsură, încît el are loc cu o ușurință remarcabilă.

Se știe, că diferiți electroliți contribuie în diferite feluri la coroziunea umedă a fierului. Viteza de reducere este cea mai mare în prezența clorurii de amoniu, apoi în prezența clorurii feroase. Viteza de reacție depinde și de concentrația electrolitului în amestec, constatîndu-se anumite concentrații optime. Electroliții pot fi introduși direct în amestecul de reducere, dar de obicei, ei se obțin chiar în aparatul de

reacție scurt timp înaintea reducerii propriu-zise, prin tratarea fontei cu o cantitate mică de acid mineral, sau și cu acid acetic.

Cînd se întroduce nitrobenzenul în amestecul de fontă și apă, care conține și electrolitul, hidrogenul activ acționează asupra grupei nitro:

$$C_6H_5—NO_2+3\,Fe+4\,H_2O \xrightarrow{(FeCl_2)} C_6H_5—NH_2+3Fe(OH)_2.$$

Formarea anilinei nu are loc însă dintr-odată, ci reacția trece prin mai multe faze intermediare:

$$C_6H_5—NO_2 \rightarrow C_6H_5—NO \rightarrow C_6H_5—NHOH \rightarrow C_6H_5—NH_2.$$

Faza nitrozobenzenică se parcurge foarte repede, încît acest produs aproape nici nu se observă. Faza hidroxilaminică are în schimb o durată apreciabilă. Fenilhidroxilamina se reduce și ea ușor pînă la anilină, dar ea poate suferi relativ ușor și alte transformări. Astfel, reacționînd asupra nitrozobenzenului, se poate forma azoxibenzen:

$$C_6H_5—NHOH+C_6H_5—NO \xrightarrow[-H_2O]{} C_6H_5—N=\overset{\nearrow O}{N}—C_6H_5$$

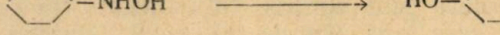
sau, reacționînd cu o altă moleculă de fenilhidroxilamină, se poate forma azobenzen:

$$2C_6H_5—NHOH \xrightarrow[-H_2O_2]{} C_6H_5—N=N—C_6H_5.$$

Și aceste două combinații duc la continuarea reducerii la anilină, totuși mai greu și mai încet, ceea ce poate da naștere la unele dificultăți.

Pentru a evita aceste reacții secundare, amestecul de reducere trebuie să aibă o mică aciditate, fenilhidroxilamina nefiind stabilă în acest mediu.

Dar aciditatea mediului și concentrația acidului mineral nu trebuie să depășească anumite limite, deoarece în caz contrar fenilhidroxilamina poate suferi o transpoziție intramoleculară cu formarea *p*-aminofenolului:



Din toate aceste motive, faza hidroxilaminică trebuie parcursă cît se poate de repede.

Anilina formată în proces se hidratează și, fiind o bază slabă, se disociază numai în mică măsură:

$$[C_6H_5—NH_2+H_2O \rightarrow C_6H_5—\overset{+}{N}H_3]\,\overset{-}{O}H \rightarrow C_6H_5—\overset{+}{N}H_3+OH^-$$

Forma disociată reacționează intermediar catalitic:

$$2\,C_6H_5—\overset{+}{N}H_3+2\,OH^-+Fe^{2+}+2\,Cl^- \rightarrow 2\,C_6H_5—\overset{+}{N}H_3]\,\overset{-}{Cl}+Fe(OH)_2$$

și hidroxidul feros greu solubil precipită din soluție. Ionul feros nu este deci prezent în amestecul de produse în cursul procesului de reducere, se acumulează însă în cantități mari, cînd procesul de reducere este terminat.

Regenerarea electrolitului are loc după ecuația:

$$2\,C_6H_5-\overset{+}{N}H_3+\overset{-}{Cl}+Fe \xrightarrow{(H_2O)} 2\,C_6H_5-NH_2+FeCl_2+2H$$

și această reacție poate fi considerată ca forță motrică a procesului catalitic de reducere. Se vede că, pe lîngă regenerarea electrolitului catalizator, anilina se găsește în amestecul de produse în stare liberă.

Despre formarea oxizilor de fier

Fierul în urma procesului se schimbă și se transformă într-un amestec de oxizi, care reprezintă oxidul ferosoferic Fe_3O_4, sau un alt amestec de FeO și Fe_2O_3, totdeauna cu un exces de Fe_2O_3.

Ca și reducerea nitrobenzenului la anilină, oxidarea fierului are loc în mod treptat. V. Lucașievici consideră, că în procesul de reducere participă doi agenți reducători diferiți:

a) fierul: $C_6H_5-NO_2+3Fe4H_2O \rightarrow C_6H_5-NH_2+3Fe(OH)_2$

și

b) $Fe(OH)_2$: $C_6H_5-NO_2+6Fe(OH)_2+4H_2O \rightarrow C_6H_5-NH_2+6Fe(OH)_3$.

Inițial se formează deci hidroxidul feros, care trece pe urmă în $Fe(OH)_2 \cdot n Fe_2O_3$ și $Fe(OH)_3$, apoi în oxidul ferosoferic negru, rezultat din reacția între hidroxizii feros și feric:

$$Fe(OH_2+Fe(OH)_3 \xrightarrow[(-4\,H_2O)]{} Fe_3O_4.$$

Formarea oxidului ferosoferic nu este însă obligatorie și procesul de oxidare a fierului poate fi oprit la diferite faze și se obțin oxizi de fier de variate compoziții chimice, în funcție de mici modificări exterioare posibile. Astfel, în prezența clorurii de aluminiu și a altor săruri hidrolizabile, hidroxidul feros trece numai în forma α, galbenă deschisă, a oxihidroxidului feric FeO(OH).

Trebuie să fim conștienți, că toate aceste ecuații, referitoare la reducerea nitrobenzenului și la oxidarea fierului, sînt numai aproximative și nu reprezintă decît direcțiile principale ale procesului. Mecanismul real al procesului este mult mai complicat.

Influențarea procesului de oxido-reducere

Ecuația globală aproximativă a procesului, scrisă într-o formă convenabilă, este:

$$4C_6H_5-NO_2+9Fe+12\,H_2O \xrightarrow{(FeCl_2)} 4\,C_6H_5-NH_2+3Fe_3O_4+8H_2O.$$

Asupra procesului influențează o serie de factori, dintre care influențele cele mai importante pot fi caracterizate pe scurt în felul următor:

Cantitatea obișnuită de fier este între 2—2,5 moli la un mol de nitrobenzen. În aceste condiții o parte a fierului oxidat se află în noroiul de fier

în formă de $Fe(OH)_2$. Diferenţe mici în raportul molar fier : nitrobenzen, provoacă fluctuaţii mari în ceea ce priveşte compoziţia chimică a noroiului de fier. Astfel, după datele analitice din literatură, la un raport molar de 2,45 fier : 1 nitrobenzen, noroiul de fier conţinea 1% fier metalic, 46,81% fier feros şi 13,5% fier feric; iar la un raport molar de 2,24 : 1, aproximativ 9,75% fier feros şi aproximativ 52,3% fier feric (fără să-conţină fier metalic), în timp ce dacă tot fierul s-ar fi transformat în oxidul ferosoferic, conţinutul în fier feric ar fi de aproximativ 66%. În consecinţă, un exces de fontă favorizează formarea oxidului ferosoferic.

În ceea ce priveşte calitatea fierului s-a constatat, că fonta cenuşie fin divizată duce la rezultate cele mai bune. Mărimea şi porozitatea particulelor de fontă joacă de asemenea un rol important. Particule mari reacţionează mai greu, aşa că necesită un exces. În acelaşi timp, fierul parţial oxidat la $Fe(OH)_2$ şi $Fe(OH)_3$ îngreunează agitarea. În schimb, fonta fin divizată scurtează durata procesului. Astfel, determinarea randamentelor în anilină, în condiţii de altfel identice, duce la următoarele rezultate:

Finеţea fontei	80	40	20	13 ochiuri pe cm^2
randament anilină	100,0	96,7	78,0	66,0 în procente.

Aceste diferenţe mari pot fi contrabalansate numai prin lungirea excesivă a duratei procesului.

Cantitatea necesară de electrolit este de 0,1—0,2 moli la un mol de nitrobenzen şi s-a constatat că concentraţia electrolitului catalizator are o valoare optimă — 0,035 g într-un cc, socotit ca $FeCl_3$ — şi că o depăşire a acestei concentraţii optime nu duce la rezultate mai bune.

Agitarea masei de reducere fără întrerupere şi în tot volumul vasului este absolut necesară şi agitatorul trebuie să atingă aproape fundul vasului, pentru ca pulberea de fontă să fie azvîrlită în soluţie şi să nu se depună pe fund. Fiind vorba de un proces catalitic contactul eficace între cele trei faze — nitrobenzenul, soluţia apoasă a electrolitului şi pulberea de fontă — trebuie menţinut în tot timpul procesului.

Temperatura de reducere este aceea de fierbere, care la începutul şi către sfîrşitul procesului se realizează prin încălzirea exterioară a amestecului, iar în timpul reducerii propriu-zise, căldura degajată este suficientă pentru bunul mers al procesului.

Despre unele momente procedurale importante

Noroiul de fier, care conţine în esenţă Fe_2O_3 şi Fe_3O_4, modificat în parte sau nu prin anumite adaosuri, se purifică, se usucă şi în fine se supune unui tratament termic specific, de multe ori în tuburi de ardere rotative, la temperaturi potrivite, pînă cînd se obţine materialul dorit de nuanţă corespunzătoare.

Chiar în cursul procesului de reducere se pot lua unele măsuri adecvate pentru modificarea şi îmbunătăţirea calităţii noroiului de fier. Pentru a obţine oxizi de fier pigmenţi, de nuanţe negre şi roşii, reducerea se execută în prezenţa $FeCl_2$ şi eventual a H_2SO_4 şi se lucrează totdeauna cu un exces de fier în tot timpul procesului, iar pentru a obţine oxizi de fier pigmenţi,

de nuanțe galbene, se lucrează în prezența $AlCl_3$, sau în general a unor săruri hidrolizabile, și în tot timpul procesului se asigură un oarecare exces de nitrobenzen.

Masa redusă trebuie să conțină la terminarea procesului $FeCl_2$, care se regenerează la sfîrșit. Această $FeCl_2$ regenerată formează cu anilină în anumite condiții, de pildă cînd soluția de $FeCl_2$ are greutatea specifică 1,3, sarea dublă $FeCl_2 \cdot 2C_6H_5—NH_2$ și această combinație de adiție împiedică volatilizarea anilinei din masa de reducere.

Descompunerea combinației de adiție este posibilă pe două căi:

Prin alcalinizarea masei reduse se pune în libertate amina aromatică formată și tot fierul aflat în soluție precipită:

$$FeCl_2 + Ca(OH)_2 \rightarrow CaCl_2 + Fe(OH)_2$$

formîndu-se noroiul de fier în forma sa definitivă. Alcalinizarea amestecului redus este o operație obținută în cazul de reducere a derivaților nitrici aromatici. Totuși, în cazul anilinei această neutralizare nu este necesară și este mai mult o măsură de precauție, deoarece datorită acțiunii de hidroliză asupra clorhidratului de anilină, anilina fiind o bază slabă, se găsește în amestecul de produse în cea mai mare parte în stare liberă.

Alcalinizarea pronunțată a amestecului redus nici nu este recomandabilă, deoarece alcaliile strică complet nuanța și însușirile pigmentice ale oxizilor de fier. Formarea sării duble poate fi evitată foarte bine prin adăugarea unor cantități mici de fontă fin divizată către sfîrșitul procesului de reducere.

Această împrejurare joacă un rol deosebit de important pentru valorificarea noroiului de fier.

Despre însușirile colorante și pigmentice ale oxizilor de fier

Există o serie de oxizi de fier și culoarea lor este diferită. În timp ce fierul feros este un cromofor slab, fierul feric este un cromofor puternic, iar prezența simultană a fierului feros și feric, deci a atomilor unuia și aceluiași element în diferite stări de valență, provoacă o creștere puternică a intensității colorației și a deplasării absorbției înspre lungimi de undă mai mari. Astfel, nuanța slab gălbuie a $Fe(OH)_2$, brun deschisă a $Fe(OH)_3$ și neagră a $Fe(OH)_2 \cdot Fe(OH)_3$ formează o succesiune impresionantă de culori.

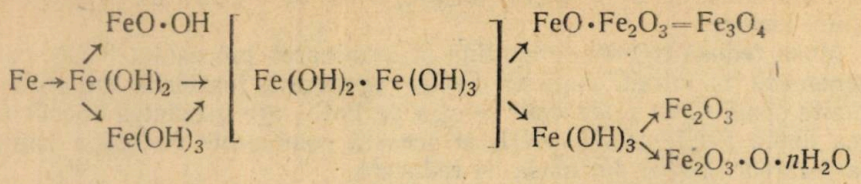
Oxizii de fier formați prin oxidare cu ajutorul nitrobenzenului pot fi:

Fe_3O_4	— negru
Fe_2O_3	— roșu
$Fe_2O_3 \cdot n\,H_2O$	— brun
$FeO \cdot OH$	— galben-portocaliu

În realitate există o serie întreagă de hidrați de fier, care se deosebesc după compoziția chimică, conținutul de apă, structura cristalină și după starea fizică a particulelor, avînd culoare și însușiri pigmentice diferite. De aceea, modificînd condițiile de lucru, se obțin nuanțe modificate.

Direcțiile principale în procesul de formare a oxizilor de fier de compoziție și culoare diferită, la oxidarea fierului metalic cu nitrobenzen, pot fi

reprezentate schematic în felul următor (după Belenkii și Riskin):



adică, procesul începe cu coroziunea umedă a fierului și hidroxidul feros se oxidează pe urmă, potrivit condițiilor de lucru.

Oxidul de fier galben este un monohidrat cristalin, având o putere de acoperire 10—12 g/m² și se formează în prezența unor săruri hidrolizabile ale metalelor de Al, Sn, Cr și Sb, mai ales în prezența $AlCl_3$, care au o acțiune specifică, datorită capacității acestor electroliți de a se hidroliza aproape complet la fierberea soluțiilor lor în prezența fierului metalic. În consecință, la oxidarea fierului metalic cu nitrobenzen, ia parte nu electrolitul propriu-zis, ci produsele lui de hidroliză, adică hidratul sau sarea bazică metalică și soluția sării oxidului feros. Astfel, la începutul procesului chimic, $AlCl_3$ se hidrolizează formînd $Al(OH)_3$ și HCl, care transformă fierul în $FeCl_2$. Hidroliza $AlCl_3$ are loc în proporție de aproximativ 90%. $Al(OH)_3$ se peptizează cu restul de $AlCl_3$ și trece în soluție. $Al(OH)_3$ având un caracter amfoter, reacționează cu $FeCl_2$ care este o substanță cu caracter acid și se exclude oxidarea înaintată a fierului feros, deci formarea oxizilor Fe_2O_3 și Fe_3O_4.

Oxidul de fier roșu reprezintă Fe_2O_3 pur. Nuanța lui poate varia în funcție de condițiile de lucru și de starea fizică a particulelor. Puterea de acoperire a acestui pigment este 3—4 g/m², adică întrece aproape toți pigmenții cunoscuți. Deși hidratul feric se disociază aproape complet le 300°:

$$Fe_2O_3 \cdot n\ H_2O \rightarrow Fe_2O_3 + n\ H_2O,$$

totuși oxidul feric format la această temperatură nu are proprietățile necesare ale unui pigment. Aceste proprietăți se formează abia ca rezultat al încălzirii hidratului feric la temperaturi peste 600—700°.

Oxidul de fier negru este din punct de vedere chimic Fe_3O_4 și formarea lui se bazează pe capacitatea hidraților feroși și ferici de a reacționa între ei:

$$2Fe(OH)_3 + Fe(OH)_2 \rightarrow FeO \cdot Fe_2O_3 + 4\ H_2O,$$

iar condițiile în care se lucrează au mare influență asupra compoziției și proprietăților. Oxidul ferosoferic are mare putere de acoperire și stabilitate față de acțiunea diferiților agenți exteriori.

Conținutul în fier al oxizilor de fier pigmenți este:

pentru roșu și negru	92—95% calculat ca Fe_2O_3 și
pentru galben	82—87% calculat ca Fe_2O_3

iar mărimea optimă a particulelor este

pentru roșu și negru	0,1—0,6μ și
pentru galben	0,6—1,6μ

Partea experimentală

Am executat un număr mare de probe, în care am experimentat condițiile optime de formare a oxizilor de fier pigmenți, în concordanță cu considerațiile teoretice dezvoltate în partea teoretică.

În toate probele reușite am lucrat cu strujituri de fontă, trecute printr-o sită cu 170 ochiuri pe cm^2.

În toate cazurile am determinat randamentele în analină și în oxidul de fier pigment. Uscarea pigmenților negri și galbeni s-a făcut în toate probele la 110—120 °C, iar calcinarea lor s-a efectuat la 800° timp de 8 ore, obținîndu-se pigmenți roșii cu diferite nuanțe și însușiri pigmentice.

Toate probleme au fost trecute pe urma prin site avînd 1 156 ochiuri pe cm^2.

Proba de aciditate a pigmenților s-a făcut în felul următor: 1 g oxid de fier a fost dispersat în cîte 50 cc apă și s-a examinat pH-ul soluției cu hîrtie indicator universal.

Această probă de aciditate este de cea mai mare importanță, deoarece oxizii de fier pigmenți care arată un *p*H sub 6, nu pot fi întrebuințați în nici un caz pentru colorarea emulsiilor de șelac, care stau la baza politurilor destinate industriei de încălțăminte, și nici pentru colorarea emulsiilor de cazeină, care se utilizează pentru vopsirea acoperitoare a pielii tăbăcite, deoarece aciditatea pigmentului duce la coagularea emulsiilor.

În toate probele noastre am constatat un *p*H cuprins între 6—6,5, deci corespunzător scopului.

Pentru examinarea însușirilor tinctoriale, am executat proba cea mai sensibilă posibilă, și anume aceea de acoperire a pielii cu o suspensie colorată de șelac. Aceste probe au fost executate în serie în „I. I. S. Bela Breiner", Timișoara, de către Blasius Guban. Suspensia de șelac avean compoziția:

10—12	părți șelac
2	părți borax
1—1,5	părți amoniac
1—1,5	părți glicerină și
ad 100	părți apă.

Probele au fost executate în comparație cu oxizii de fier pigmenți de origine germană și cu oxizi de fier pigmenți de origină indigenă. Probele au dovedit pentru produsele noastre calitatea lor mult superioară celor de origină indigenă și în mare măsură corespunzătoare celor importate, în unele privințe întrecîndu-le chiar. Toate aceste date le vom consemna la produsul respectiv.

Pe lîngă această probă foarte sensibilă, am făcut probe corespunzătoare și pentru colorarea unui nitrolac de compoziție obișnuită. În cazul acesta toate probele au corespuns bine.

Din toate probele, rezultatele cele mai bune au dat următoarele:

— Pentru pigmentul negru,

Grupul de experiențe „PC":

Într-un reductor metalic, prevăzut cu agitator mecanic și reflux, s-au introdus 35 g fontă și 7,25 g HCl conc. și s-a încălzit pînă la fierbere. La

temperatura de fierbere s-au întrodus în acest amestec, prin picurare 25 g nitrobenzen şi apoi 30 g fontă. În continuare am mai întrodus în acelaşi fel încă 25 g nitrobenzen şi în fine 10 g fontă. Pe urmă am continuat încălzirea amestecului de reducere, pînă cînd refluxul a devenit incolor, ceea ce durează 8—11 ore. După terminarea procesului propriu-zis am neutralizat parţial masa redusă prin adăugare de 5 cc unei soluţii apoase 20% de Na_2CO_3 şi pentru separarea anilinei am mai adăugat 10 g NaCl. Anilina a fost pe urmă îndepărtată din amestec prin distilare cu vapori de apă, iar rezidiul a fost spălat de 3 ori cu apă. În fine, după decantarea lichidului şi filtrare, precipitatul a fost uscat, mărunţit şi trecut prin site.

Randamentele au fost:

pigment negru	95 g.
anilină	25 g,

Insuşirile tinctoriale:

Comportarea în emulsie de şelac	— foarte bună
Puterea de acoperire	— foarte bună.

Prin arderea pigmentului negru se obţine un pigment roşu cu însuşiri tinctoriale corespunzătoare.

Un dezavantaj însemnat al acestui procedeu este însă randamentul redus în anilină.

Grupul de experienţe „PM":

duce la randamente satisfăcătoare de anilină, menţinîndu-se în acelaşi timp însuşirile pigmentice şi tinctoriale excelente ale oxizilor de fier negri. Modificările aduse procedeului anterior sînt mici, dar foarte esenţiale.

Fonta necesară reducerii pentru 100 g nitrobenzen este 150 g, care s-a întrodus în amestecul de reacţie în 4 etape (70, 60, 12 şi 8 g). Astfel, reductorul s-a încărcat cu 70 g fontă, peste care s-a întrodus 70 cc apă cu un mic conţinut de anilină şi 20 cc HCl conc. După încălzirea amestecului pînă la fierbere s-a întrodus 50 g nitrobenzen şi după aceea 60 g fontă. După ce s-a întrodus restul de 50 g nitrobenzen şi 12 g fontă, amestecul de reducere se încălzeşte încă 10 ore. Cu 1 oră, înainte de terminarea reducerii propriu-zise s-a mai adăugat restul de 8 g fontă. După terminarea reducerii am adăugat 85 cc apă (uneori apă de sedimentare) şi fără a face vreo neutralizare a amestecului redus, am adăugat 20 g NaCl. Cea mai mare parte a anilinei am îndepărtat-o din amestec prin sifonare, iar restul prin distilare cu vapori de apă. Rezidiul a fost spălat de 3 ori cu apă, decantat şi filtrat. În fine, precipitatul a fost uscat, mărunţit şi trecut prin site.

Randamentele au fost:

anilină	68 g	(=90 %din teorie, fără se extragem anilina din apele de anilină),
pigment negru	200 g	

Insuşirile tinctoriale:

Comportarea în emulsie de şelac	— foarte bună
Puterea de acoperire	— deosebit de bună

Prin arderea pigmentului se obține un pigment roșu cu însușiri tinctoriale foarte bune, dacă particulele sînt suficient de mici.

Avînd în vedere aceste rezultate foarte bune, grupul de experiențe „PM" stă la baza procesului nostru tehnologic propus pentru obținerea pigmentului negru.

— Pentru pigmentul galben,

Din toate probele foarte numeroase, numai

grupul de experiențe „POGM"

a dus la rezultate într-adevăr acceptabile. Dar și acești pigmenți galbeni, deși mult superiori celor de origină indigenă, nu ating în toate privințile calitatea pigmentului importat. Știm însă din experiență că și pigmenții galbeni importați au o comportare mai puțin avantajoasă în emulsia de șelac, decît pigmenții negrii și roșii. Același lucru l-am constatat și cu ocazia verificărilor noastre experimentale.

Într-un vas metalic, prevăzut cu agitator și reflux, am introdus 128 g $AlCl_3 \cdot 6H_2O$ dizolvată în 100 cc apă și am încălzit încet pînă cînd a început să funcționeze refluxul. La această temperatură am introdus în vas, în decurs de 10 ore, alternativ și în porțiuni, în total 100 g nitrobenzen, 100 g fontă și 80 cc apă. Am continuat încălzirea amestecului de reducere pînă cînd refluxul a devenit incolor, ceea ce durează încă aproximativ 8 ore. Scurt timp înainte de terminare, am mai adăugat 6 g fontă. Deoarece noroiul de fier se găsește într-o suspensie fină în amestec, separarea straturilor nu este clară. Am îndepărtat anilina din amestec prin distilare cu vapori de apă, iar rezidiul, din cauza suspensiei fine a noroiului de fier, s-a prelucrat în felul următor: suspensia se agită energic și se sifonează repede pentru a scăpa de fonta neatacată. Lichidul a fost lăsat să stea peste noapte, oxizii de fier depunîndu-se în mare parte, după care s-a sifonat o parte din soluția clară de deasupra și restul se filtrează destul de greu, o parte a oxizilor de fier trecînd prin filtru. Rezultate mai bune și mai rapide am obținut prin centrifugarea amestecului, separarea oxidului de fier și spălarea lui avînd loc în bune condițiuni. În fine precipitatul a fost uscat, mărunțit și trecut prin site.

Randamentele au fost: anilină 55 g,
pigment galben 160 g.

Însușirile tinctoriale:

Comportarea în emulsie de șelac — acceptabilă,
Puterea de acoperire — bună.

Nuanța pigmentului este ceva mai închisă, decît nuanța pigmenților de origină anorganică, pe care i-am preparat în același timp.

Prin arderea pigmentului galben, se obține un pigment roșu cu însușiri tinctoriale excelente, avînd în același timp o nuanță strălucitoare.

Concluzii tehnologice și economice

Pe baza considerațiilor teoretice și a experiențelor noastre de laborator, avînd în vedere și rezultatele experiențelor noastre de obținere a ace-

loraşi pigmenţi din deşeuri de la diferite procese anorganice şi despre care întocmim o altă lucrare, facem următoarea propunere:

Noroiul de fier care se formează la reducerea catalitică a nitrobenzenului la anilină, cu fier şi apă, în prezenţa electroliţilor, constituie o materie primă potrivită pentru obţinerea unor oxizi de fier pigmenţi de diferite nuanţe şi de înaltă calitate.

Valorificarea noroiului de fier poate juca un rol important de acum înainte şi în ţara noastră. Acest deşeu de fabricaţie este disponibil în cantităţi mari. Prin transformarea lui în pigmenţi se pot atinge două obiective importante:

— la 1 kg anilină fabricată se pot obţine 2,5—3 kg pigmenţi valoroşi, preţul de cost al anilinei, un produs intermediar fundamental, reducîndu-se esenţial;

— producţia oxizilor de fier pigmenţi de înaltă calitate în ţara noastră, va permite să renunţăm la importul acestui produs, economisindu-se valori importante pentru importul altor produse indispensabile.

Din cercetările noastre de laborator reiese, că cel mai avantajos lucru este *transformarea noroiului de fier în pigmentul negru,* şi prin arderea lui, pentru anumite nuanţe, *în pigmentul roşu.*

Procesul tehnologic propus de noi (bazîndu-ne pe rezultatele grupului de experienţe „PM") este caracterizat prin următoarele:

În general se poate aplica procedeul folosit pînă în prezent cu următoarele modificări şi precizări:

— Fonta necesară reducerii pentru 1 000 kg nitrobenzen este de 1 500 kg, care se introduce în amestecul de reacţie în 4 etape (700, 600, 120 şi 80 kg), alternativ cu nitrobenzen, în aşa fel, ca să existe în tot timpul procesului un exces de fier.

— Se lucrează cu strujituri de fontă, care trec printr-o sită de aproximativ 170 ochiuri pe cm^2.

— Atacul fontei se face în reductor, introducîndu-se în aparat 700 kg fontă, 700 l apă de anilină şi 200 kg HCl conc., după care se încălzeşte pînă la fierbere.

— După aceea se introduce în reductor succesiv 500 kg nitrobenzen, 600 kg fontă, 500 kg nitrobenzen şi 120 kg fontă, după care se mai încălzeşte aproximativ 10—12 ore.

— Aproximativ 1 oră înaintea terminării procesului de reducere (reflux incolor), se mai adaugă 80 kg fontă, procesul mergînd energic spre sfîrşit şi evitîndu-se formarea combinaţiei de adiţie $FeCl_2 \cdot 2\ C_6H_5—NH_2$.

— După terminarea procesului şi răcirea aproximativă a amestecului, se adaugă 850 l apă de anilină sau apă de sedimentare, se agită energic şi se mai adaugă 200 kg NaCl; pentru a reduce solubilitatea anilinei în apă.

— Nu se face neutralizarea amestecului redus.

— Cea mai mare parte a anilinei se îndepărtează din amestec prin sifonare, iar restul prin antrenare cu vapori de apă şi anilina obţinută precum şi apele de anilină, se prelucrează mai departe în mod obişnuit.

— Rezidiul se spală de 3—4 ori cu apă prin agitare şi decantare.

În fine se filtrează şi se spală cu apă, pînă cînd o probă de aciditate (1 g rezidiu cu 50 cc apă, bine agitat) arată un *p*H cuprins între 7—6.

— Uscarea precipitatului se face la 110—120° și după aceea se dezintegrează cît se poate de fin, mărimea optimă a particulelor, din punct de vedere tinctorial, fiind de 0,1—0,6 μ.

— Consumul specific și randamentele:

1 000 kg nitrobenzen 1 500 „ fontă 200 „ HCl conc. 200 „ NaCl	700 kg anilină 2 000 „ pigment negru

— Pigmentul negru obținut are însușiri tinctoriale (nuanța, puterea de acoperire și comportarea în diferiți lianți) excelente și poate fi întrebuințat în cele mai variate scopuri.

— Prin arderea acestui pigment negru la temperaturi între 750—900 °C, timp de 8 ore, se obțin pigmenți roșii, de nuanțe caracteristice și în funcție de temperatura și durata arderii. După dezintegrarea corespunzătoare a produsului se obțin pigmenți roși cu însușiri tinctoriale foarte bune, care pot fi întrebuințați în cele mai variate scopuri.

Pentru *obținerea pigmentului galben,* propunerea noastră se bazează pe rezultatele obținute în grupul de experiențe „POGM" și se caracterizează prin următoarele:

— Reducerea se execută fără adaos de HCl, în prezența clorurii de aluminiu (1 280 kg $AlCl_3 \cdot 6H_2O$ dizolvată în 1 000 l apă pentru 1 000 kg nitrobenzen), care se încălzește pînă cînd începe să funcționeze refluxul, după care se introduc în reductor cantitățile necesare de nitrobenzen, fontă și apă.

— Fonta necesară reducerii pentru 1 000 kg nitrobenzen este de 1 000 kg, care se introduce în amestec, în decurs de 10 ore, alternativ cu aceleași cantități de nitrobenzen, în 3 etape (aproximativ 400+400+ +200 kg), în așa fel ca să existe în amestec în tot timpul procesului un exces de nitrobenzen. In același timp se introduc în amestec treptat 800 l apă.

— Se lucrează cu strujituri de fontă, care trec printr-o sită de aproximativ 170 ochiuri pe cm^2.

— După introducerea materialelor, amestecul se încălzește pînă cînd refluxul apare incolor, ceea ce durează aproximativ încă 8 ore.

— Scurt timp înaintea terminării procesului de reducere, se mai adaugă 60 kg fontă, prin care procesul merge energic spre sfîrșit și se evită formarea combinației de adiție $FeCl_2 \cdot 2C_6H_5—NH_2$.

— Nu se face neutralizarea amestecului redus.

— Deoarece noroiul de fier se află într-o suspensie fină în amestec, separarea straturilor nu este clară. De aceea, îndepărtarea anilinei se face prin distilare cu vapori de apă, iar separarea oxizilor de fier galbeni prin centrifugare. In același fel se face spălarea precipitatului, de 3—4 ori cu apă, pînă cînd o probă de aciditate arată un *p*H cuprins între 7—6.

— Uscarea precipitatului se face la 110—120°, și după aceea se dezintegrează cît se poate de fin, mărimea optimă a particulelor, din punct de vedere tinctorial, fiind de 0,6—1,5 μ.

— Consumul specific şi randamentul:

1 000 kg nitrobenzen } 550 kg anilină
1 060 „ fontă } 1 600 „ pigment galben

— Pigmentul galben obţinut are nuanţă relativ închisă şi o putere de acoperire bună. Comportarea lui în diferiţi lianţi este bună, într-o emulsie de şelac acceptabilă. Pigmentul poate fi întrebuinţat bine în diferite scopuri. În cazul cînd pigmentul se întrebuinţează pentru acoperirea pielii dintr-o emulsie apoasă de şelac, atunci emulsia colorată trebuie aplicată în decurs de 1—2 ore, în caz contrar existînd pericolul de coagulare a emulsiei.

— Prin arderea acestui pigment galben la temperaturi între 750—900 °C, timp de 8 ore, se obţin pigmenţi roşii, de nuanţe strălucitoare. După dezintegrarea produsului, puterea de acoperire şi comportarea lui în diferiţi lianţi şi în emulsie de şelac, este foarte bună şi poate fi întrebuinţată în cele mai variate scopuri.

Se vede că procedeul galben este mai puţin favorabil, durata procesului fiind îndelungată, separarea oxizilor de fier greoaie şi randamentele mai reduse. Pigmenţii galbeni se obţin mai uşor şi mai avantajos prin valorificarea deşeurilor din diferite procese anorganice. Trebuie să luăm în considerare şi împrejurarea, că nuanţa galbenă a pigmenţilor de origină organică este mai închisă decît nuanţele galbene ale pigmenţilor de origine anorganică, care sînt strălucitoare.

În concluzie finală, propunem valorificarea noroiului de fier prin transformarea lui în pigment negru şi în pigment roşu, de anumite nuanţe, iar pentru obţinerea pigmentului galben propunem oxidarea anorganică a deşeurilor de fontă.

BIBLIOGRAFIE

1. Belenkii E. F. — Riskin I. V.: *„Chimia şi tehnologia pigmenţilor"*. Ed. Goshimizdat, Moscova, 1949, în traducere I. D. T. Bucureşti, p. 301—324.
2. BIOS nr. 1272: *„Pigmenţi anorganici oxizi de fier"* în traducerea I.D.T., Bucureşti.
3. Coenen M.: *„Anilin", în „Ullmanns Encyklopädie der technischen Chemie"*, Ed. Urban-Schwarzenberg, München-Berlin, 1953, Vol. III, p. 645—647.
4. P. H. Groggins: *„Unit processes in organic chemistry"*, Ed. Mc. Graw Hill, New York, 1947, p. 78—87 şi 106—116.
5. Lyons — Smith: Ber. *60*, 173 (1927).
6. Reichel I.: *„Chimia şi tehnologia coloranţilor organici şi a produselor intermediare"*, Vol. I: *„Procedee fundamentale simple"*, Ed. Inst. Politehnic, Timişoara, 1953, p. 211—220 şi 224—235.
7. Schumpelt I.: *„Anilin" în Winnacker-Weingaertner: „Chemische Technologie"*, Carl Hansen Verlag, München, 1950, Vol. II, p. 546.
8. Vorojţov N. N.: *„Bazele sintezei produşilor intermediari şi a coloranţilor"*, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1954, p. 229—235.

GEWINNUNG VON HOCHWERTIGEN PIGMENTFARBSTOFFEN DURCH VERWERTUNG DES EISENSCHLAMMES, DAS BEI DER ANILINHERSTELLUNG DURCH REDUKTION VON NITROBENZOL ANFÄLLT

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der bei diesem Verfahren sich bildende Eisenschlamm ist ein erstrangiges Ausgangsmaterial zur Gewinnung von einigen Eisenoxydfar-

ben in verschiedenen Farbtönen, besonders in rot und schwarz. Die erhaltenen Pigmente sind von sehr guter Qualität und die Verwertung dieses Abfallstoffes kann eine wichtige Rolle in der Rumänischen Volksrepublik spielen.

In der vorliegender Arbeit wird der technologische Vorgang beschrieben und die theoretischen Grundlagen des Vorganges besprochen. Ferner werden einige theoretische Momente von praktischer Bedeutung in den Vordergrund gestellt, die bisher in der Literatur nicht veröffentlicht wurden, für die gute Qualität der Endprodukte aber von ausschlaggebender Bedeutung sind. Es werden auch die Ergebnisse der praktischen Kontrollversuche mitgeteilt.

ПОЛУЧЕНИЕ НЕКОТОРЫХ КРАСЯЩИХ ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫХ ПИГМЕНТОВ ИЗ ЖЕЛЕЗНОГО ШЛАМА, КОТОРЫЙ ЯВЛЯЕТСЯ ОТХОДОМ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ АНИЛИНА, ПУТЕМ ВОССТАНОВЛЕНИЯ НИТРОБЕНЗОЛА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Железный шлам, который образуется в этом промышленном процессе, представляет собою превосходное сырье для получения некоторых окисей железа — высококачественных пигментов различных оттенков, особенно красных и черных.

Использование этого промышленного шлама может иметь важную роль в нашей стране.

В этой работе уточняется технологический процесс, обсуждаются его теоретические основы и подчеркивается несколько теоретических моментов практической важности, которые до настоящего времени не были опубликованы в специальной литературе и которые все же играют главную роль в высококачественности продуктов.

Сообщаются также результаты опытных контрольных испытаний.

SOLUBILITATEA FOSFATULUI MIXT DE ARGINT ŞI TALIU

DE

C. DRĂGULESCU, membru coresp. Acad. R.P.R. şi P. TRIBUNESCU

G. Spacu şi P. Spacu au descris [1] formarea unui fosfat mixt şi a unui arseniat mixt de argint şi taliu, prin tratarea unei soluţii de fosfat disodic sau arseniat disodic cu acetat talos şi nitrat de argint. Fosfatul mixt şi arseniatul mixt de compoziţie Ag_2TlPO_4 şi Ag_2TlAsO_4 se deosebesc de fosfatul de argint respectiv arseniatul de argint prin culoarea lor albă.

În privinţa solubilităţii lor grele în apă şi a insolubilităţii lor în solvenţi organici ei se aseamănă cu fosfatul şi arseniatul de argint, încît au putut fi utilizaţi la dozarea gravimetrică [1] şi potenţiometrică [2] a ionilor PO_4^{-3} şi AsO_4^{-3}.

Pentru a preciza raportul de solubilitate între fosfatul argento-talos şi fosfatul de argint am întreprins în lucrarea de faţă determinarea solubilităţii compusului mixt Ag_2TlPO_4, prin metoda pilelor de concentraţie.

Pentru determinarea potenţiometrică a produsului de solubilitate, se măsoară forţa electromotoare a pilei de concentraţie:

$$Ag/Ag_2TlPO_4 \text{ în } TlNO_3 - KNO_3\ 1m - Hg_2Cl_2 \text{ în } KCl\ 1m/Hg \qquad (a$$

Forţa electromotoare a acesteia este dată de diferenţa de potenţial a celor două semipile:

$$E = E_{Ag} - E_{Hg}$$

Valoarea potenţialului semipilei normale de calomel în funcţie de temperatură este dată de ecuaţia:

$$E_{Hg} = +0{,}2864 - 0{,}00024\,(t-18) \text{ volţi} \qquad (3)$$

iar dependenţa dintre activitatea ionilor de argint şi potenţialul semipilei de argint pentru temperatura de 20 °C este definită de relaţia:

$$E_{Ag} = E_0 + 0{,}0580 \log a_{Ag^+}$$

De aici avem:

$$\log a_{Ag^+} = \frac{E_{Ag} - E_0}{0{,}0580} \qquad (b)$$

E_0 are valoarea 0,7991 volţi [4].

Pentru a determina pe E_{Ag} în vederea calculării concentraţiilor ionilor Ag^+, Tl^+, şi PO_4^{-3} am procedat precum urmează:

Fosfatul mixt Ag_2TlPO_4 l-am preparat după reţeta dată de G. Spacu P. Spacu [1] intrebuinţînd 40-cmc soluţie ce conţine 0,45 gr $Na_2HPO_4 \cdot 12H_2O$ la care am adăugat 0,6 grame $TlCH_3COO$ în 20 cmc H_2O şi apoi prin agitare o soluţie ce conţine 0,3 gr $AgNO_3$ în 20 cmc H_2O. Precipitatul obţinut l-am filtrat, l-am spălat cu apă, cu alcool, cu eter şi l-am uscat la trompă. Mici cantităţi din produsul obţinut am introdus în fiole închise ce conţineau soluţii de $TlNO_3$ de diverse concentraţii.

După 15—20 ore de agitare continuă a fiolei în termostat la 20±0,02 °C ne-am convins că soluţia este saturată în raport cu fosfatul mixt. Controlul saturării soluţiei a fost indicat prin constanţa valorilor măsurate pentru un timp mai lung de agitare.

Am realizat soluţii saturate de fosfat mixt în $TlNO_3$ 0,002 m, 0,01 m şi 0,02 m. Cu acestea s-au construit pile de concentraţie de tipul arătat mai sus, iar forţa electromotoare a acestora am măsurat-o cu un ionoscop tip „Laboratornii Pristroje" care permite citirea exactă a unui milivolt.

Datele experimentale obţinute se înfăţişează în tabela II coloana doua (E_{Ag}).

Din valoarea activităţii a_{Ag^+}, calculată după expresia (b) şi înfăţişată în coloana treia din tabela 2, vom evalua concentraţiile ionilor Ag^+, Tl^+ şi PO_4^{-3} de cari avem nevoe în expresia produsului de solubilitate:

$$P_s = [Ag^+]^2 . [Tl^+] . [PO_4^{-3}]$$

Pentru a evalua coeficienţii de activitate ai ionilor prezenţi în soluţie, cari leagă activităţile de concentraţii ($a = \gamma c$) ne servim de relaţia cunoscută din teoria lui Debye-Hückel asupra electroliţilor tari:

$$\log \gamma = -hz^2 \sqrt{\mu} \qquad (5)$$

în care μ este tăria ionică a soluţiei $= {}^1/_2 \sum cz^2$,

h este o constantă, care pentru 20 °C are valoarea interpolată egală cu 0,500, (6)

c şi z reprezintă concentraţia molară respectiv valenţa ionului considerat.

Tabela 1 înfăţişează tăria ionică şi coeficienţii de activitate pentru fiecare ion, la cele trei concentraţii de $TlNO_3$ în care am lucrat.

Tabela 1

C_{TlNO_3}	Tăria ionică	Coeficienți de activitate		
		Ag^+	Tl^+	PO_4^{-3}
0,002	0,002	0,95	0,95	0,63
0,01	0,01	0,89	0,89	0,36
0,02	0,02	0,85	0,85	0,24

Din coeficienții de activitate și activitățile corespunzătoare ale ionilor fosfatului mixt, calculăm produsul de solubilitate ținînd seama de ecuația de disociație:

$$Ag_2TlPO_4 \rightleftarrows 2Ag^+ + Tl^+ + PO_4^{-3}$$

din care pentru concentrații avem rapoartele evidente:

$$[PO_4^{-3}] = [Tl^+] = \frac{1}{2}[Ag^+]$$

Pentru produsul de solubilitate avem:

$$P_s = [a_{Ag^+}]^2 [a_{Tl^+}] [a_{PO_4^{-3}}]$$

În tabela 2 se înfățișează activitatea și concentrația ionilor de argint, concentrația ionilor PO_4^{-3}, precum și valorile calculate din acestea și din activitatea ionului taliu, pentru produsul de solubilitate.

În ultima coloană se dau valorile medii pentru toate determinările făcute la aceeași tărie ionică.

Tabela 2

Tăria ionică	E_{Ag}	a_{Ag^+}	c_{Ag^+}	$c_{PO_4^{-3}}$	P_s	P_{sm}
0,002	0,5824	$1,83 \cdot 10^{-4}$	$1,92 \cdot 10^{-4}$	$9,60 \cdot 10^{-5}$	$38,20 \cdot 10^{-16}$	$42,40 \cdot 10^{-16}$
	0,5844	1,98·	2,08·	10,40·	48,80·	
	0,5814	1,76·	1,85·	9,25·	34,20·	
	0,5844	1,98·	2,08·	10,40·	48,40·	
0,01	0,5724	$1,24 \cdot 10^{-4}$	$1,39 \cdot 10^{-4}$	$6,95 \cdot 10^{-5}$	$33,80 \cdot 10^{-16}$	$36,12 \cdot 10^{-16}$
	0,5714	1,18·	1,32·	6,60·	29,80·	
	0,5735	1,28·	1,44·	7,20·	37,60·	
	0,5744	1,36·	1,52·	7,60·	44,08·	
	0,5727	1,25·	1,41·	7,05·	35,32·	
0,02	0,5664	$9,73 \cdot 10^{-5}$	$1,14 \cdot 10^{-4}$	$5,70 \cdot 10^{-5}$	$22,80 \cdot 10^{-16}$	$25,05 \cdot 10^{-16}$
	0,5665	9,78·	1,15·	5,75·	22,40·	
	0,5686	10,60·	1,25·	6,25·	28,68·	
	0,5694	10,90·	1,26·	6,30·	29,40·	
	0,5667	9,84·	1,16·	5,80·	22,96·	

Făcînd media valorilor obținute pentru cele trei soluții cu care am lucrat, se obține:

$$P_s = 3{,}45 \cdot 10^{-15}$$

de unde se calculează solubilitatea Ag_2TlPO_4 după formula:

$$S = \sqrt[4]{\frac{P_s}{27}} = \sqrt[4]{\frac{3{,}45.10^{-15}}{27}} = 10{,}6 \cdot 10^{-5} \text{ mol/litri.}$$

În ecuația produsului de activitate se neglijează concentrația ionilor de taliu proveniți din disocierea Ag_2TlPO_4, deoarece concentrația acestora e foarte mică și deci neglijabilă în comparație cu concentrația taliului introdus în soluție.

Cifra obținută de noi pentru solubilitatea la 20 °C a Ag_2TlPO_4 este de aproximativ șapte ori mai mare decît solubilitatea fosfatului de argint, care după Böttger [7] are valoarea $1{,}5 \cdot 10^{-5}$ mol/litru. Acest raport între solubilitatea celor doi fosfați justifică recomandarea făcută de G. Spacu și P. Spacu ca la prepararea fosfatului mixt de argint și taliu, ionii de taliu să se găsească într-o concentrație superioară raportului 1 Tl : 2 Ag.

Faptul că solubilitatea fosfatului de argint este mai mică decît a fosfatului mixt de argint și taliu, explică și nereușita încercărilor noastre de a determina activitatea ionilor de argint în soluție de Na_2HPO_4 de aceiași concentrație ca și $TlNO_3$. Valorile obținute în soluții de Na_2HPO_4 reproduc valorile ce corespund pentru Ag_3PO_4.

BIBLIOGRAFIE

1. Spacu G. și Spacu P.: Publi. Lab. Chim. Anorg. și Anal. Univ. Cluj, vol. VIII 1937—1940.
2. Spacu G. și Drăgulescu C.: idem.
3. Kolthoff-Furman: *Potentiometric Titrations*, ed. II Newyork 1931.
4. Latimer W. M.: *Ochislitelniie sostoiania elementov i ih potentiali v vodnih rastvorah* (trad. din limba engleză) Moscova 1954.
5. Jellinek K.: *Lehrbuch der Physikalischen Chemie*, vol. III Stuttgart 1930.
6. Lewis G.-Randall: Thermodynamic und die Freie Energie Chem. subst. Wien 1927.
7. Böttgerin Landolt-Börnstein: Phisyc. Chem. Tabellen, vol. I Berlin 1923.

LA SOLUBILITÉ DU PHOSPHATE MIXTE D'ARGENT ET DE THALIUM

(RÉSUMÉ)

Dans le travail on a determiné l'activité des ions Ag^+ provenus de la dissociation de Ag_2TlPO_4, par la mesure des forces électromotrices sur des piles de concentration, formées de solutions saturées avec Ag_2TlPO_4 dans $TlNO_3$, par reférence à une electrode normale au calomel.

En utilisant les valeurs obtenues pour l'activité, on trouve le produit de solubilité et la solubilité de Ag_2TlPO_4 à 20 °C. On obtient les valeurs: $P = 3{,}45 \cdot 10$ et $S = 10{,}6 \cdot 10$ mol/l, qui est sept fois plus grande que la solubilité de Ag_3PO_4.

РАСТВОРИМОСТЬ ФОСФОРНРКИСЛОГО СОЕДИНЕНИЯ СЕРЕБРА И ТАЛЛИЯ
(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе устанавливается активность ионов Ag^+ полученных из разложения Ag_2TlPO_2, путем измерения электродвижущей силы в некоторых концентрирующих батареях образованных из насыщенных растворов Ag_2TlPO_4 в $TlNO_3$ по сравнению с нормальным каломелевым электродом.

Пользуясь величинами полученными для активности ионов серебра, вычисляется продукт растворимости и растворимость Ag_2TlPO_4 для температуры 20°С. Получаются значения $P_s = 3{,}45 \cdot 10^{-15}$ и $S = 10{,}6 \cdot 10^{-5}$ молей/литр, будучи в семь раз больше растворимости Ag_3PO_4.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL OBȚINERII ACIDULUI BUTIRIC

DE

L. I. SAUCIUC și GERDA CSENDES

Procedeul cel mai vechi de preparare a acidului butiric se bazează pe fermentarea hidraților de carbon din materiile prime amidonoase, cînd, pentru a reduce acțiunea nocivă a soluțiilor acide asupra fermentului, se lasă ca fermentația să decurgă în prezența carbonatului de calciu. După descompunerea butiratului de calciu cu un acid mineral se obține, la distilare în vid, acidul butiric.

Încercările de oxidare directă a butanolului, se pare că, nu au condus la rezultatele scontate în prepararea acidului butiric. Cum treapta întîia de oxidare (aldehida butirică) este mult mai greu de atins decît treapta a doua (aldehida-acid), întrebuințarea unui amestec de aldehidă în exces față de butanol și a unui catalizator ionic — butirat de ceriu sau neodim — permite obținerea unor randamente de 81% acid butiric. În cazul acesta aldehida adăugată are rolul de promotor al reacției în sensul că amorsează alcoolul care singur nu s-ar oxida la acid nici chiar în condițiile catalizatorului ionic. Ca promotor se folosește și acetaldehida în mare exces, 3 : 1, în prezența catalizatorilor de acetat de mercur, plumb, thoriu, bismut sau vanadiu. În ultimul caz se ating randamente de 43,4% acid butiric și se pare că procesul este aplicat în industrie.

Oxidarea cu aer a aldehidei butirice în fază lichidă în prezența butiratului de cobalt, mangan sau a unui amestec de oleat de plumb, mangan și cobalt conduce la randamente ridicate.

Oxidarea butanolului la acid în două trepte poate fi considerată ca desavantajoasă. Ținînd seamă că prima treaptă se execută în fază de vapori iar a doua în fază lichidă la temperaturi cu mult mai scăzute, ceea ce permite atingerea unor randamente ridicate, prepararea din butanol a acidului butiric, poate fi totuși justificată.

Plecînd de la butanol se poate ajunge pe două căi la aldehidă butirică: prin dehidrogenare simplă sau prin oxidare respectiv dehidrogenare în prezența oxigenului.

În reacțiile de descompunere catalitică a alcoolilor pot rezulta aldehide și hidrogen, produse de descompunere a aldehidei sau prin deshidratare, hidrocarburi. Deci mersul reacției într-un sens sau altul va fi condiționat de selectivitatea catalizatorului.

În prezenţa catalizatorilor de Cu, ZnO, CuO, Cu—Cr_2O_3 butanolul întră într-o reacţie de dehidrogenare:

$$CH_3CH_2CH_2CH_2OH \rightarrow CH_3CH_2CH_2CHO + 2\,H$$

iar în prezenţa catalizatorului de nichel mersul reacţiei este altul:

$$CH_3CH_2CH_2CH_2OH \xrightarrow[-H_2]{} CH_3CH_2CH_2CHO \rightarrow CH_3CH_2CH_3 + CO$$

Metodele de dehidrogenare catalitică a alcoolului butilic sînt în multe cazuri asigurate de brevete cari indică vag catalizatorii şi condiţiile de lucru.

Oxidarea alcoolului butilic la aldehidă cu oxigen atmosferic, care în fond este tot o dehidrogenare însă în prezenţa unui acceptor de hidrogen, se execută între 260—500 °C peste diverşi catalizatori. Rubinstein, Baladin, Morosov, etc., au întreprins un studiu sistematic de obţinere a aldehidei butirice pe cale oxidativă în prezenţă de variaţi catalizatori:

1. *Argint depus pe suport de asbest dă un randament de 72% aldehidă, 4% acizi la 350—360 °C.*
2. Amestec de Ag-Cu, depus pe suport de asbest dă randamente de 68% aldehidă, 7% acizi la 300—325 °C.
3. V_2O_5 dă 49% aldehidă şi 23% acizi la 400 °C.
4. Fe_2O_3 dă la 400—500 °C, 40,7% aldehidă şi 6,9 acizi.
5. MnO_2 dă 33% aldehidă şi 0,3% acizi.

În lucrarea de faţă s-au făcut încercări de preparare a acidului butiric prin faza intermediară independentă a aldehidei butirice obţinute prin dehidrogenare catalitică simplă a butanolului sau dehidrogenare în prezenţa unui acceptor de hidrogen.

Reactorul a fost un tub de cupru îndoit în formă de U, închis la ambele capete cu capace înşurubate, prevăzut cu două tuburi laterale. Temperatura de lucru a fost menţinută într-o baie formată dintr-un amestec de azotat de sodiu şi de potasiu. Catalizatorul a fost o sită de cupru argintată înfăşurată în formă de sul şi întrodusă în ambele braţe ale reactorului. Butanolul a fost trecut peste catalizator sub formă de vapori cu debite variabile.

Dozarea aldehidei din amestecul de reacţie s-a făcut cu clorhidrat de hidroxilamină şi titrarea cu hidroxid de sodiu, în prezenţa unei probe martor, a acidului clorhidric pus în libertate.

Dehidrogenarea simplă a condus la următoarele rezultate:

	300°	310°	320°	330°	340°	350°
Aldehidă în produs. rez. %	1,50	1,49	1,52	1,72	1,90	1,85
Aldehidă în produs. rez. după o recirculare %	3,93	3,9	3,94	3,94	3,95	3,89
După a doua recirculare %	5,44	5,79	5,47	5,45	5,45	5,31
Randament aldehidă %	1,32	1,67	1,89	1,2	2,32	1,93
„ „ după recirc.	3,01	2,96	3,05	3,02	3,02	2,98
„ „ la a 2-a recirc.	3,03	3,34	3,44	3,28	3,5	3,44

Rezultatele obţinute permit a trage concluzia netă că dehidrogenarea simplă, în prezenţa catalizatorului folosit este nesatisfăcătoare, conversia fiind prea redusă. În consecinţă s-a trecut la dehidrogenare în prezenţa unui acceptor de hidrogen cînd s-a folosit instalaţia următoare:

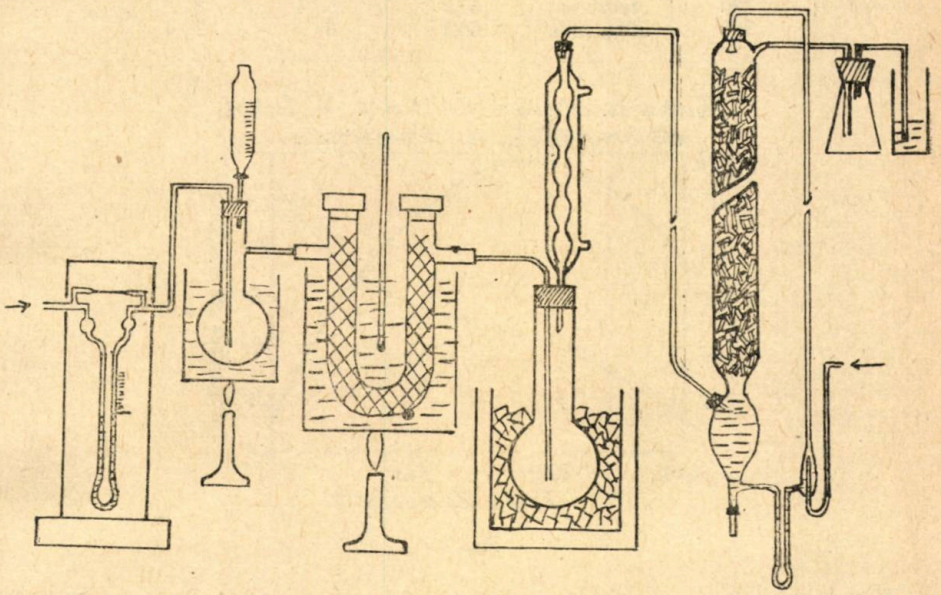


Fig. 1

Ţinînd seamă că aldehida butirică este solubilă în orice proporţie în butanol, s-a întrebuinţat butanolul drept lichid absorbant în coloana de absorbţie cu funcţionare continuă.

Încercările făcute peste acelaşi catalizator la 300—360°, debit de butanol 50 cc/oră, oxigen teoretic (30,5 l aer/oră), au condus la următoarele rezultate:

Temperatura	η gr/100 gr	η gr/teorie	Pierderi
300	28,2	30,05	25
320	39,2	40,5	43
340	35,6	36,6	50
360	14	14,4	75

În fig. 2 se poate urmări variaţia randamentelor şi pierderilor în funcţie de temperatură.

Temperatura de 320 °C fiind considerată optimă încercările în continuare au fost executate la această temperatură. Apreciind că pierderile prea mari se pot datora şi contactului prea îndelungat s-a lucrat cu debite de butanol de 100 cc/oră iar cantitatea de aer s-a luat în exces de 30% sau mai puţin ca 30%. Rezultatele sînt:

Temperatura	O_2	η gr/100 gr	η gr/teorie	Pierderi
320	30% minus	55,5	57	11,5
320	teoretic	57,8	59,4	8
320	30% plus	66,1	68	10,4

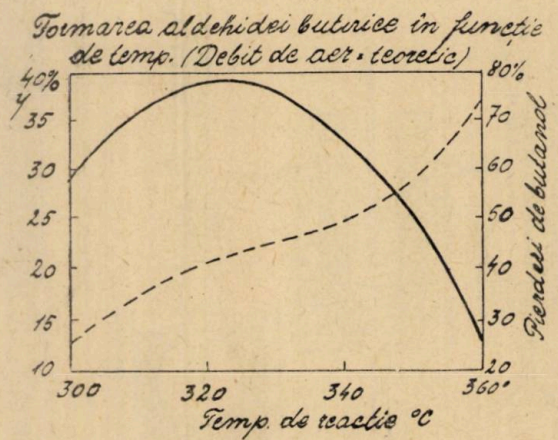


Fig. 2

Randamentul de aldehidă optim atins este de 68% la un exces de 30% oxigen. Theilheimer indică în Synthetische Methoden der organischen Chemie, că peste un catalizator de argint depus pe piatră ponce se poate ajunge la maxim 75% aldehidă.

In graficul 3 se poate urmări variația randamentului și a pierderilor în funcție de debitul de aer, debit constant de alcool (100 cc/oră) la 320 °C.

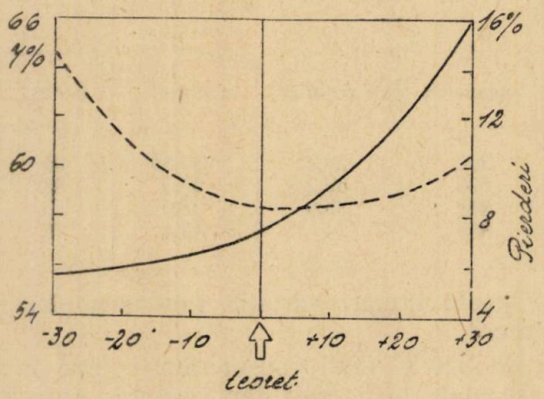


Fig. 3

Pentru a constata dacă un timp de contact și mai scurt nu conduce în continuare la creșterea randamentului s-a făcut o probă cu un debit

de alcool de 150 cc/oră şi oxigen teoretic şi s-a atins η gr/100 gr = 60, η /teorie 61,5 şi pierderi 8%.

Datele comparative în funcţie de timpul de contact sînt:

Temperatura	O_2	debit alcool/oră	η gr/100 gr.	η/teorie	Pierderi
320	teoretic	50 cc.	32,2	40,05	44%
320	„	100 cc.	57,8	59,4	8
320	„	150 cc.	60	61,5	8

In fig. 4 se poate urmări variaţia randamentului şi a pierderilor în funcţie de debitul variabil de alcool.

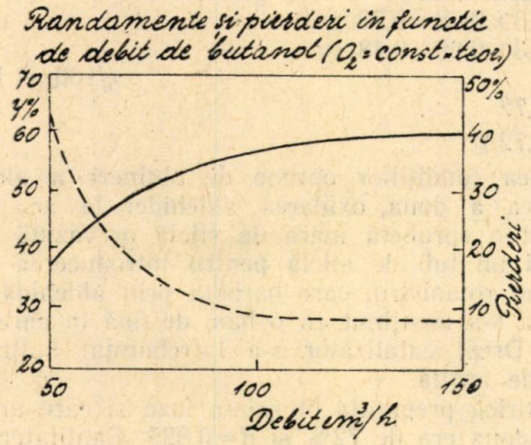


Fig. 4

Pentru verificarea condiţiilor optime găsite, s-au repetat cîteva încercări.

T = 320°C, debit de butanol = 100 cc/oră, exces de aer 30%

Luat în lucru	100 cc.	100 cc.	100 cc.
Produs brut rezultat	90	89	91
% aldehidă în produs brut	54,12	53,18	52,48
% aldehidă absorbit în col. gr/100 cc.	3,93	4,10	4,82
% aldehidă absorbit în vas spăl. gr/100 cc.	1,18	2,12	1,24
% aldehidă în amestec gr/100 cc.	48,5	47,4	47,5
η gr/100 cc. butanol	55,6	53,62	53,6
η gr/100 gr.	66,2	66,5	66,0
η gr/teorie	68,1	68,3	68,0
pierderi %	10	11	9

Deci pentru bilanţul de materiale se poate conta pe 68,2% aldehidă butirică şi 10% pierderi, aceasta în cazul că nu se ţine seama de butanolul recuperat la prelucrarea amestecului brut.

Produsul final de reacţie formează un amestec care se separă în două straturi, un amestec apos (cîţiva cc) şi amestecul aldehidă buta-

nol. Supus distilării, la 68 °C trece un azeotrop aldehidă-butanol şi distilarea se continuă pînă la 80—81 °C.

Distilatul are următoarele caracteristici: D^{15} : 0,810 n_D^{15}: 1,3809 pînă pînă la 80° distilă 90%.

Plecînd de la 100 gr. butanol rezultă:

66,1 gr. aldehidă butirică
9,1 gr. apă
0,5 gr. ester
14,3 gr. butanol
10 gr. pierderi

Randamentul final al procesului se poate considera deci η iniţial faţă de teorie — 68%, din 14,3 gr. butanol se transformă aldehidă 68% (respectiv 66% raportîndu-se la 100 gr. butanol).

$14,3 \times 0,68 = 9,72$ gr.
$14,3 \times 0,66 = 9,48$ gr.

teoretic 68	η/100gr. butanol 66
9,72	9,48
77,72%	75,48

După stabilirea condiţiilor optime de obţinere a aldehidei butirice s-a trecut la partea a doua, oxidarea aldehidei la ac. butiric. Pentru aceasta s-a folosit o eprubetă mare de sticlă prevăzută cu un condensator de reflux şi un tub de sticlă pentru introducerea aerului, cu un debit indicat de un rotametru, care barbota prin aldehidă şi masa cataiitică. Temperatura s-a menţinut cu o baie de apă în care se găsea scufundat reactorul. Drept catalizator s-a întrebuinţat butirat de mangan depus pe bucăţi de argilă.

Aldehida butirică preparată în prima fază şi care urma să fie prelucrată în faza a doua era de 72% şi $d = 0,825$. Cantitatea de aer pentru oxidarea a 50 cc. aldehidă este de 23,1 litri. S-a întrebuinţat un exces şi s-a introdus cu un debit constant de 3 l/oră.

Cantitatea de aldehidă şi debitul aer/oră menţinîndu-se constante trebuiau variate temperatura şi timpul de reacţie pentru a prinde condiţiile optime pentru o conversie maximă.

Produsul brut oxidat a fost distilat şi în distilat s-a determinat acidul butiric prin titrare cu NaOH n/10.

Rezultatele încercărilor de obţinerea acidului butiric sînt:

Temperatura °C	Timp ore	aer l.	η/100 gr	η/100 gr aldehidă	η/teorie
40	10	30	13,1	18,3	15,2
65	10	30	35,5	48,6	40,5
65	18	54	54.9	90,5	74
65	24	72	73,3	96,5	79

In proba întîia oxidată s-au identificat cantităţi minime de butirat de butil în celelalte probe conţinutul a fost sub 1%. La ultima probă s-a întrebuinţat o aldehidă de 76,46%.

Randamentul maxim de aprox. 80% acid butiric se obține în condițiile arătate trecînd prin aldehidă 72 litri aer adică 3,15×cantitatea teoretică de aer cu un debit constant de 3 l/oră.

BIBLIOGRAFIE

1. Dolgov B. N.: *Cataliza în chimia organică*, Moscova, 1949.
2. Beilstein: *Tratat de chimie organică.*
3. Ullmann T.: *Enciclopedia chimiei technologice*, Berlin, 1932.
4. Ost H: *Manual de Technologie Chimică*, Leipzig, 1942.
5. Groggins G. H.: *Procese unitare în sinteza organică*, Mc. Graw-Hill, Londra, 1947.
6. Rubinstein, Baladin etc.: Jurnal prikladnyi Himii, 6, 1933.
7. Brückner H.: Reacțiile catalitice în industria chimică organică, Dresden-Leipzig, 1930.
8. Ipatiev N. O. etc.: Ind. Eng. Chem., 1949.
9. Ricokin, Nikitina etc.: Sinteticeskii cauciuc, 5, nr. 7/8, 1936.
10. Sossiencov, Ricokin, Paul: Jurnal rezinovoi promislenosti, 10, nr. 4, 1937.

CONTRIBUTIONS A L'ÉTUDE DE L'OBTENTION DE L'ACIDE BUTYRIQUE

(RÉSUMÉ)

On a étudié les conditions de préparation au laboratorie de l'acide butyrique, par la phase intermédiaire aldéhyde butyrique, obtenue par l'oxidation du butanol en présence d'un catalyseur de cuivre-argent, en variant la température, le débit d'oxigène (d'air) et le temps de contact. A 320 °C débit de butanol 100 cc/heure et 30% excès d'oxigène, on a atteint — pour un seul passage — 68% (par rapport à la théorie) respectivement 77,72% de rendement global. La deuxième phase d'oxidation de l'aldéhyde en acide butyrique, a atteint des rendements optimum de 79% à 65 °C, à un débit de 3 heures et demie air, pendant 24 heures, en présence d'un butyrate de manganèse.

ДОПОЛНЕНИЯ К ИЗУЧЕНИЮ ПОЛУЧЕНИЯ МАСЛЯННОЙ КИСЛОТЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучались условия лабороторного получения маслянной кислоты посредством промежуточной фазы маслянного альдегида, полученного окислением бутанола в присутствии медно-серебрянного катализатора, изменяя температуру, расход кислорода (воздуха) и время контакта.

При 320°C, расходе бутанола в 100 см³/час и излишке кислорода 30% был достигнут полный к. п. д. в 77,72% против расчетного, который составляет 68%.

Вторая фаза окисления альдегида в маслянной кислоте достигла оптимального к. п. д. в 79% при 65°C и расходе воздуха в 3 л/час, в течении 24 часов и в присутствии марганцево-бутиратного катализатора.

O NOUĂ METODĂ RAPIDĂ PENTRU DOZAREA CUPRULUI PE CALE GRAVIMETRICĂ

DE

J. DICK

La instituirea unor metode noi pentru dozarea cuprului, avînd în vedere numărul mare al celor existente, se caută ca ele să fie mai specifice, precise şi mai ales mai expeditive şi rapide, în special pentru uzul analizelor tehnice.

In lucrarea de faţă se descrie o metodă nouă pentru dozarea cuprului pe cale gravimetrică, care satisface îndeosebi ultimele două cerinţe.

Este cunoscut faptul că bicromaţii diverselor metale cu o afinitate reziduală pronunţată, formează cu piridina complecşi bicromatpiridinici cu formula generală:

$$[Me\,Py_x]\;Cr_2O_7 \qquad [1—2]$$

Dintre aceşti compuşi unii se disting prin insolubilitatea şi stabilitatea lor şi pot servi, după observaţiile noastre, ca bază pentru instituirea unor metode de dozare gravimetrică şi volumetrică ale metalelor respective.

Evident, pentru ca o asemenea metodă să aibă o valoare analitică reală, faptul că precipitatul este insolubil şi stabil, nu este suficient; ea trebuie să prezinte avantajul condiţiilor de lucru mai expeditive decît a numeroaselor metode existente pentru dozarea cuprului.

Deoarece pentru analizele tehnice timpul scurt de execuţie este o condiţie primordială, compuşii de mai sus trebuie să îndeplinească anumite condiţii, care permit stabilirea unei metode rapide.

In cercetările noastre de valorificare analitică a complecşilor metalobicromatpiridinici, am încercat să aplicăm principiul care ne-a servit ca bază la instituirea unei serii de metode rapide şi anume principiul cîntăririi directe, prin aplicarea unui procedeu generalizat de noi la determinarea rapidă a numeroaselor elemente [3].

Prin acest procedeu, care constă în uscarea rapidă a precipitatelor şi cîntărirea lor directă ca atare, prin spălarea lor cu alcool (solvent miscibil cu apa) şi apoi cu eter (miscibil cu primul şi uşor volatil) sau numai cu acetonă şi volatilizare la trompa de apă, într-un exsicator la presiune redusă, sau prin flambare, se reduce numărul operaţiunilor şi

timpul de execuţie, metodele devenind mai precise şi rapide. Metoda noastră a fost de altfel obiectul unor cercetări, executate de autorii sovietici, *Wassiljew şi Sinkowskaja,* care o califică într-o publicaţie, ca foarte valoroasă [4].

Dintre complecşii metalo-bicromatpiridinici, cel format de Hg^{+2} a fost întrebuinţat de noi pentru instituirea unei metode rapide de dozare a mercurului sub forma de mercuri-bicromatdipiridină: $[HgPy_2]\ Cr_2O_7$, o metodă, care se poate folosi cu succes şi pentru dozarea mercurului din substanţe organice [5].

Complexul de cupru format este unul dintre cei mai insolubili. Cu $^{+2}$ formează cu bicromaţii în prezenţa piridinei, compuşi de constituţia: $[CuPy_x]\ Cr_2O_7$.

Deşi numărul moleculelor de piridină, ce intră în aceşti complecşi, poate varia şi odată cu aceasta şi culoarea lor de la galben-verzui la verde închis, în anumite condiţii şi anume la cald, se obţine întotdeauna un compus cu următoarea compoziţie:

$$[Cu\ Py_4]\ Cr_2O_7$$

Cupri-bicromattetrapiridina se prezintă sub formă de prizme de culoare verde închisă şi poate servi ca bază la instituirea unei metode gravimetrice rapide pentru dozarea cuprului.

Prepararea

Se dizolvă 2 g $CuSO_4 \cdot 5H_2O$ în aprox. 400 cmc apă dist. se încălzeşte la aprox. 45—50 °C şi se adaugă un amestec format din 15 g $(NH_4)_2Cr_2O_7$ şi 10 cmc piridină în aprox. 100 cmc apă şi încălzit de asemenea la 45—50 °C. Se agită. Soluţia trebuie să fie clară, de culoare verde închis, sau să indice începutul formării unui precipitat macrocristalin, verde închis. În caz contrar, dacă se formează un precipitat galben-verzui, se încălzeşte puţin, sau se adaugă cîteva picături de HNO_3 pînă la dizolvarea precipitatului. La răcire se depune imediat $[Cu(C_5H_5N)_4]Cr_2O_7$ sub formă de prizme mari.

Se filtrează printr-un creuzet filtrant G_4 (Schott), se aduce precipitatul pe creuzet cu o apă de spălare, care conţine 0,5‰ $(NH_4)_2Cr_2O_7$ şi 5 cmc piridină la ‰, şi se spală de 8—10 ori cu apa de spălare de mai sus. Urmează o spălare de 5—6 ori cu cîte 3—5 cmc alcool de 95%, care conţine 1% piridină şi apoi de 5—6 ori cu cîte 3—4 cmc eter rectificat.

Se usucă timp de 10—15 minute la trompa de apă în creuzet, sau timp de 10 minute pe o placă poroasă într-un exsicator, la presiune redusă.

Analiza

Deoarece culoarea compuşilor cupri-bicromatpiridinici variază, s-a efectuat analiza precipitatului, obţinut la cald.

	Cîntărit	Găsit	Calculat pentru $[Cu(C_5H_5N)_4]Cr_2O_7$
Cu	$[Cu\,Py_2](SCN)_2$ g	Cu %	Cu %
S=0,1762	0,1005	10,73	10,67
0,2701	0,1525	10,62	„
Cr	Cr_2O_3 g	Cr %	Cr %
S=0,2323	0,0588	17,32	17,45
0,3467	0,0878	17,33	„

N				N %	N %
S=0,1472 ;	V=12,70 ;	T=21° ;	H=b 721 mm	9,50	9,40
0,1903	16,65	23°	719 „	9,54	„
0,2211	18,75	21°	720 „	9,32	„

Greutatea moleculară 595,99.

Produsul este greu solubil în apă, iar în prezenţa reactivilor, practic insolubil. Este insolubil în alcool de 95% în prezenţa piridinei şi insolubil în eter.

Insolubilitatea compusului în anumite condiţii în apă, alcool şi eter, ne-a permis stabilirea metodei de lucru pentru dozarea rapidă a cuprului prin cîntărire directă, după o uscare rapidă a $[Cu\,Py_4] \cdot Cr_2O_7$.

Metoda de lucru

Soluţia sărurilor de cupru se diluează la volumul obişnuit (80—100 cmc pentru 0,1—0,2 g) şi se încălzeşte la aprox. 5—50 °C, apoi se adaugă un amestec format din 1—2 g $(NH_4)_2Cr_2O_7$ şi 1 cmc piridină dizolvate în aprox. 15 cmc apă şi încălzit de asemenea lent (45—50 °C).

Se amestecă de cîteva ori. Soluţia trebuie să fie de culoare verde-închisă, clară sau cu un început de formare a precipitatului macrocristalin, verde închis. Dacă se formează un precipitat amorf, galben-verzui, se încălzeşte puţin sau se adaugă cîteva picături de HNO_3 concentrat pînă la dizolvarea precipitatului. La răcire se depune imediat $[Cu(C_5H_5N)_4]Cr_2O_7$ sub formă de prisme mari.

După răcire (eventual în apă rece sau în ghiaţă), se filtrează printr-un creuzet filtrant de sticlă G_4 (Schott) sau de porţelan (A_2, B_2). Precipitatul fiind cristalin, filtrarea se face uşor.

Se aduce precipitatul pe creuzet cu o apă de spălare, care conţine 0,5 g $(NH_4)_2Cr_2O_7$ şi 5 cmc piridină la 1000 cmc apă şi se spală bine — de 8—10 ori — cu cîte 2—3 cmc din aceeaşi apă de spălare, lăsînd-o să curgă de-a lungul peretelui interior al creuzetului. Apoi se spală cu alcool de 95%, care conţine 3 picături de piridină la 10 cmc alcool şi anume de 5—6 ori cu cîte 2 cmc, lăsîndu-l de asemenea să curgă de-a lungul peretelui interior al creuzetului. (În alcool $(NH_4)_2Cr_2O_7$ este solubil). În fine se spală precipitatul de 5 ori cu cîte 2 cmc eter rectificat, se trage bine la trompă şi se cîntăreşte. Precipitatul fiind macrocristalin, eterul se elimină uşor la trompă.

Soluţiile necesare sînt prin urmare următoarele.

1. Reactivul: 1—2 g $(NH_4)_2Cr_2O_7$ şi 1 cmc piridină în aprox. 15 cmc apă.
2. Apa de spălare: 0,5‰ $(NH_4)_2Cr_2O_7$ şi 5 cmc piridină la ‰.
3. Alcool de 95%, care conţine 3 picături de piridină la 10 cmc.
4. Eter rectificat.

Creuzetele filtrante se pregătesc prin spălare cu alcool şi eter şi uscare la trompa de apă sau timp de cîteva minute într-un exsicator de vid.

Din greutatea precipitatului se calculează cantitatea de cupru cu ajutorul factorului 0,10666 (log. 02801—1).

La o răcire a probelor cu ghiaţă, executarea unei determinări nu necesită mai mult decît 20—30 minute.

Rezultatele analitice obţinute cu această metodă sînt redate în tabelul alăturat.

Nr. crt.	Luat în lucru $CuSO_4 \cdot 5H_2O$ g	Cîntărit $[Cu(C_5H_5N)_4]Cr_2O_7$ g	Găsit Cu %	Calculat Cu %
1	0,1014	0,2412	25,37	25,45
2	0,1465	0,3501	25,49	„
3	0,0668	0,1596	25,48	„
4	0,1295	0,3084	25,40	„
5	0,1302	0,3094	25,35	„
6	0,0875	0,2078	25,33	„
	$CuCl_2 \cdot 2H_2O$ g			
7	0,1116	0,3896	37,24	37,28
8	0,1374	0,4804	37,29	„
9	0,1990	0,6938	37,19	„
10	0,0856	0,2986	37,21	„
11	0,0951	0,3325	37,29	„
12	0,1033	0,3603	37,20	„
13	0,0808	0,2822	37,25	„
14	0,1119	0,3904	37,21	„
15	0,1472	0,5138	37,23	„
16	0,0325	0,1136	37,28	„

Datele analitice ne indică o precizie a metodei pe deplin satisfăcătoare, ceea ce se datoreşte desigur faptului că cuprul nu intră în compoziţia precipitatului decît cu 10,67% pe de o parte şi modului de lucru, pe de altă parte.

Probele slab acide se neutralizează cu piridină pînă la apariţia coloraţiei albastre a aminei de cupru şi apoi se adaugă amestecul de reactiv format din bicromat de amoniu şi piridină. Soluţiile puternic acide se neutralizează cu NH_4OH pînă la reacţia slab acidă, apoi cu piridină ca mai sus. Sărurile de amoniu nu împiedică precipitarea cantitativă.

Condiţiile de precipitare nu sînt prea riguroase. Încălzirea probelor la precipitare se poate face pînă aproape de fierbere sau în prezenţa cantităţilor mici de cupru, ele pot fi încălzite numai foarte lent. Reactivul se poate adăuga şi succesiv, adică o soluţie concentrată de bicromat de amoniu şi apoi piridina (la cald) sau invers, piridina şi apoi bicromatul.

Deşi metoda este puţin specifică, studiul pentru separarea unor elemente cu ajutorul acestui reactiv, este în curs.

Faptul că metoda este foarte precisă şi poate fi executată în cel mai scurt timp necesar unei metode gravimetrice, ne face să credem că va putea fi utilizată cu succes la multe analize, în special tehnice.

BIBLIOGRAFIE

1. Paravano N. şi Paste A.: Gaz. chim. ital. *37*, II. 252—64, 1907; C. II. 1922, 1907.
2. Briggs S. H. C.: Zeitschr. f. anorg. Chemie, *56*, 246—60, 1907; C. I. 335, 1908.
3. Dick J.: Zeitschr. f. analyt. Chemie, *77*, 352—63, 1929; *78*, 414—17, 1929; *82*, 401—15, 1930; *93*, 429—33, 1933; *96*, 245—48, 1934; *111*, 160—63, 1937.
Biochem. Zeitschr.: *268*, 317—21, 1934. Studii şi cerc. ştiinţ. Acad., Baza Timişoara ,an. I. nr. 1—4, 57—60, 61—66, 1954; an. II, nr. 1—4, 97—117, 1956.
Vezi şi Spacu G. şi Dick J.: Zeitschr. f. analyt. Chemie, *71*, 97—101, 185—89; 442—46, 1927; *72*, 289—93, 1927; *73*, 279—83; 356—59, 1928; *74*, 187—90, 1928; *76*, 273—77, 1929; *78*, 241—44, 1929.
4. Wassilljew A. A.: şi Sinkowskaja A. K.: Zeitschr. f. analyt. Chemie, *89*, 262—68, 1932.
5. *Spacu G.* şi *Dick J.*: Zeitschr. f. analyt. Chemie, *76*, 273—77, 1929.

EINE NEUE SCHNELLMETHODE ZUR GEWICHTSANALYTISCHEN BESTIMMUNG DES KUPFERS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird eine neue gewichtsanalytische Schnellmethode zur Bestimmung des Kupfers beschrieben, u.zw. durch Fällen als $[Cu(C_5H_5N)_4]Cr_2O_7$ und direktes Auswägen dieser Verbindung.

Das Kupfer-bichromattetrapyridin wird als solches zur Wägung gebracht durch Anwendung unseres Verfahrens, das uns bereits die gewichtsanalytische Schnellbestimmung zahlreicher Elemente ermöglichte.

Obwohl das Verfahren wenig spezifisch ist, ist die Methode sehr genau und kann in der kürzesten Zeit ausgeführt werden, was für ihre Anwendung bei Serienbestimmungen in Betriebslaboratorien spricht.

НОВЫЙ УСКОРЕННЫЙ МЕТОД ДЛЯ ДОЗИРОВКИ МЕДИ ГРАВИМЕТРИЧЕСКИМ ПУТЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Описывается новый ускоренный метод для дозировки меди путем осаждения ее в виде $[Cu(C_5H_5N)_4]Cr_2O_7$ и прямого взвешивания этой комбинации.

Медный бихромотетрапиридин подвергается взвешиванию применяя процесс обобщенный нами при установлении серий ускоренных гравиметрических методов.

VALERIU ALACI

Prof. Valeriu Alaci s-a născut în anul 1884 în Com. Cacica Jud. Suceava din părinți muncitori. A făcut liceul din Bîrlad și a urmat apoi cursurile Universității din București unde și-a luat doctoratul în matematici. Tot timpul studiilor s-a întreținut singur muncind din greu pentru a-și putea aduna banii necesari existenței în orașul București.

În primii ani ai existenței Școlii Politehnice din Timișoara în corpul profesoral apare Prof. Valeriu Alaci. Era prin anul 1920 și de atunci și pînă astăzi fără nici o întrerupere, timp de 35 de ani a predat Analiza matematică la Institutul Politehnic din Timișoara.

Prof. Valeriu Alaci prin pregătirea, priceperea, devotamentul, puterea de muncă deosebită și atașamentul față de Instituția pe care a servit-o în modul cel mai corect și conștiincios, a adus mari servicii în primul rînd acestui institut, fapt pentru care ar putea fi numit pe drept cuvînt stîlpul de temelie al Institutului Politehnic.

Prin bulteinul științific al Politehnicii din Timișoara pe care prof. Valeriu Alaci la condus cu o deosebită pricepere și conștiinciozitate timp de 25 de ani, a făcut ca Politehnica din Timișoara să fie cunoscută și apreciată în toate centrele Universitare ale lumii.

Prin Revista Matematică din Timișoara al cărei fondator și conducător a fost timp de 30 de ani, se poate spune că la Politehnica din Timișoara cursurile de Matematici începeau de prin clasa V de liceu.

Această Revistă care apărea într-adevăr cu o regularitate matematică a adus imense servicii atît Politehnicii cît mai ales colectivității din țara noastră, prin orientarea sănătoasă spre o pregătire științifică și tehnică a tineretului.

Conducător al Societății Științifice a Politehnicii din Timișoara timp de 30 de ani Prof. Valeriu Alaci a încurajat și susținut cu multă dragoste orice fel de activitate științifică, promovînd în toate împrejurările elementele tinere care doreau să activeze pe tărîmul științei. Mulți din actualii profesori din Învățămîntul Superior își au începutul activității

științifice încurajate și susținute de Prof. Valeriu Alaci. A fost un cercetător științific cu calități deosebite aducînd contribuții serioase în Analiza matematică și Algebră Superioară, unde a atăcat rînd pe rînd capitolele cele mai delicate. Astfel a lucrat în domeniul seriilor trigonometrice, funcțiilor discontinui, ecuațiilor funcționale, ecuațiilor algebrice, a studiat în deaproape restul împărțirii a două polinoame și altele. Dar oricît de sus ar fi mers, nu a neglijat niciodată matematicile elementare. Aci, printre altele, trebuie să menționăm trigonometria pătratică al cărei studiu l-a pasionat în special.

O deosebită preocupare a avut întotdeauna pentru buna pregătire a studenților peste grijile sale, peste nevoia de odihnă care pe unii îi apasă de timpuriu din anii tinereții. El n-a pregetat o clipă să vină cu regularitate matematică la toate cursurile din programul orar și peste orar.

În fiecare an cerea ore peste acelea prevăzute în plan din dorința de a asigura o cît mai bună și mai temeinică pregătire viitoarelor cadre didactice din țara noastră. Prof. Valeriu Alaci a fost un exemplu de cinste, corectitudine și conștiinciozitate pe toate tărîmurile pe care a activat deosebit de intens timp de 35 de ani. Mai mult decît orice la pasionat însă școala pentru că în ea vedea el instrumentul valoros pentru formarea generațiilor viitoare care bine pregătite vor putea contribui în cea mai mare măsură la ridicarea nivelului de trai al tuturor celor ce muncesc și la asigurarea unei Păci durabile. Pentru meritele sale excepționale a fost distins cu „Ordinul Muncii".

ION OLTENSCHI

În ziua de 22 Septembrie 1955 s-a stins din viață profesorul șef de catedră ing. Ion Oltenschi de la Facultatea de Construcții.

Născut în Galați la 16 iunie 1886 dintr-o familie modestă, urmează liceul în orașul natal, după care se înscrie la Școala Națională de Poduri și Șosele din București, pe care o termină cu succes în anul 1911.

Se angajează apoi ca inginer la Ministerul Lucrărilor Publice unde lucrează în cadrul Direcțiunei Generale de Poduri și Șosele pînă în anul 1945, promovînd cele mai înalte posturi administrative și grade inginerești.

Înființarea Facultății de Construcții din Timișoara în anul 1945, îl găsește pe Ioan Oltenschi ocupînd funcția de inspector general al drumurilor din Banat și Crișana, în grad de inginer inspector general clasa I.

Bogata sa experiență, acumulată în decursul celor 30 de ani de activitate profesională în ramura drumurilor, precum și autoritatea sa de tehnician competent l-au îndreptățit să facă parte dintre primele elemente chemate a pune baze temeinice noii instituții de învățămînt superior. În acest fel, încă din primul an de funcționare a facultății de construcții inginerului Ion Oltenschi i s-a încredințat conducerea catedrei de drumuri.

Greutăților inerente ori cărui început ca, lipsa materialului didactic, lipsa manualelor de specialitate, etc., profesorul Ion Oltenschi le-a făcut față cu succes.

Conștiinciozitatea sa a făcut ca pe lîngă cursurile cu studenții, să conducă personal, cu o rară meticulozitate, ani de-a rîndul atît lucrările de seminar cît și lucrările de proiecte, stînd permanent în ajutorul asistenților săi și al studenților.

Orice clipă din viața sa de profesor ni-l prezintă pe Ion Oltenschi ca un om cu un caracter sever în îndeplinirea sarcinilor didactice, un luptător sub toate aspectele pentru stabilirea dreptății, și a adevărului. Din anul 1945 de cînd și-a dedicat toată activitatea sa numai catedrei și școlii și-a dovedit cu prisosință atașamentul său față de facultate, nerefuzînd nici o sarcină deși de multe ori vîrsta sa înaintată i-ar fi permis acest lucru.

Atașamentul său față de colegii din facultate l-au făcut să fie iubit de toți profesorii și stimat de tot corpul inginersc. Plecarea sa din rîndurile corpului didactic a facultății de construcții lasă un gol care mult timp va fi resimțit, iar amintirea sa va rămîne vie în rîndurile colegilor și a celor 15 serii de absolvenți ai facultății de construcții.

Tiparul executat sub comanda nr. 3737
la Intreprinderea Poligrafică Timi-
șoara, str. Popa Șapcă 8. — R.P.R.

1963 7414

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 1 (15) Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE 1956

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 1 (15) Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE 1956

F
7414

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM
KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

COMITETUL DE REDACȚIE

Academician CORNEL MICLOȘI, prof. CORIOLAN DRĂGULESCU membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. AUREL BÂRGLĂZAN membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. GHEORGHE TH. GHEORGHIU, prof. CONSTANTIN N. AVRAM, prof. VICTOR GHEORGHIU, prof. GHEORGHE OSTROGOVICH, prof. ALEXANDRU ROGOJAN
Redactor responsabil: prof. GHEORGHE SILAȘ

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate în „Buletin" vor fi adresate tovarășului profesor GH. SILAȘ „Institutul Politehnic Timișoara", Republica Populară Romînă, cu mențiunea „pentru Buletin".

Tous les manuscrits destinés a paraître dans le „Bulletin" seront adressées a M. le Prof. GH. SILAȘ, Institut Poliytechnique de Timișoara, Republique Populaire Roumaine, avec la mention „pour le Bulletin".

Все рукописи присылаемые для опубликования в „Бюллетене", адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический институт в Тимишоаре, Румынская Народная Республика, с примечанием „для Бюллетеня"-

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLTEHNIC DIN TIMIȘOARA

Seria II, Tomul 1 (15) Fascicolul 2, iulie—decembrie 1956

SUMAR

	Pag.
A. GEIER — Despre transformarea Laplace	9
E. DEUTSCH — Asupra unui sistem de ecuații integro diferențiale ce se întîlnește în tehnică	13
A. BÂRGLĂZAN, membru coresp. al Acad. R.P.R., I. ANTON și I. PREDA — Contribuții la studiul și încercarea turbinelor Pelton cu doi rotori diferiți pe același ax	19
V. GHEORGHIU și V. ANTON — Contribuție la problema etalonării curentometrelor hidraulice prin metoda similitudinii	39
M. RAȚIU — Contribuții la studiul alămurilor speciale	49
E. SISAK — Cercetări experimentale asupra funcționării pompei berbec cu ventile de șoc de diferite construcții	55
GH. SAVII — Studiul proprietăților mecanice ale fontelor cenușii elaborate în cubilou din șarje comouse cu stungituri de fontă și oțel	61
A. BÂRGLĂZAN, membru coresp. al Acad. R.P.R., O. TURICU și AL. BITANG — Regulator automat de viteză pentru centralele hidraulice, executat în R.P.R.	71
GH. CRISTODORESCU și L. BAGIU — Structura inițială ca factor în procesul de călire la oțelurile indigene de scule	77
I. ANTON — Relațiuni pentru determinarea dimensiunilor optime la ventilatoarele centrifugale	85
I. ANTON, V. ANTON și I. PREDA — Studiu critic asupra unor aparate pentru măsurat viteza curentului de apă	97
V. BARBU și C. UNGUREANU — Contribuția în practica arderii combustibililor lichizi grei în arzătoare de mică putere	107
A. BÂRGLĂZAN, membru coresp. al Acad. R.P.R., I. ANTON și I. PREDA — Studiu critic asupra pompelor de noroi SH-5-300 și SH-5-250	117

Pag.

AL. BITANG — Considerațiuni asupra construcției și montajului agregatelor mari de trei lagăre cu axa orizontală . . . 129

F. GAMPE — Dispozitiv pentru transformarea conformă $W=Z+\frac{a^2}{Z}$ 143

AL. ROGOJAN — Realizarea unui redresor cu vapori de mercur monoanodic, cu grătar de comandă și cuvă metalică . . . 147

A. NANU — Contribuție la îmbunătățirea izolației statorice din primii turbogeneratori fabricați în țară 161

A. NANU — Nascitul, un nou dielectric pentru izolarea joantelor de șină 173

A. SEMLYEN — Probleme în legătură cu compensarea transformatoarelor de curent și clasificarea metodelor de compensare . 183

CONST. N. AVRAM și I. PESCARU — Calculul elementelor de beton armat la apariția fisurilor după metoda stărilor limită . . 193

T. BARTA și I. GRÜNER — Calculul cadrelor cu bare curbe prin metoda distribuirii momentelor (Cross) 211

O. MIRȘU — Plăci în trei srraturi (termoizolatoare) și cu goluri cilindrice din beton cu zgură expondată pentru acoperișuri industriale 239

V. POPP — Abace pentru determinarea la scară în laviuri de relief a elementelor cilindrice desenate ortogonal 249

I. DICK, S. BODREANU-RUSU, V. POPOVICI — Variația cantitativă a provitaminei A în plantele furajere în decursul perioadei de vegetație. Influența îngrășămintelor minerale 255

C. DRĂGULESCU, membru corespondent al Acad. R.P.R. și I. DRĂGOI — O nouă metodă de dozare a taliului monovalent cu cloramina T 271

C. DRĂGULESCU, membru corespondent al Acad. R.P.R. și I. FLOREA — O nouă semi-micro metodă expeditivă pentru dozarea plumbului pe cale gravimetrică 275

D. BECHERESCU — O nouă semi-micro metodă rapidă pentru dozarea manganului pe cale gravimetrică 281

C. DRĂGULESCU, membru coresp. al Acad. R.P.R. și I. HERESCU — Dozarea mercuri-metrică a anionului VO_3^- 285

GH. FACSKO și I. RĂDOI — Contribuții la problema fabricării pulberii de fier electrolitic 289

V. BIBOLARU și GH. IONESCU — Spanuri de aluminiu ca suport al pentoxidului de vanadiu 299

TR. DUDUȚĂ — Metoda pentru determinarea lactaților . . . 305

L. SAUCIUC și M. MUSTA — Metoda de determinare rapidă a lactaților 311

E LAȚIU și N. VEZA — Pietre artificiale de rezistență din zgură de cazan și var gras obținute prin compactizare 313

E LAȚIU si L. METES — Incercări asupra proprietăților hidraulice și absorbante ale tufului de Deva 321

I. DICK și V. BICA — O nouă metodă expeditivă pentru determinarea gradului de dispersie și dozare gravimetrică concomitentă a particulelor de praf în atmosfera încăperilor industriale . . 333

BULETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMIȘOARA

2 Sèrie, Tom 1 (15) Fascicole 2, Juillet—Décembre 1956

SOMMAIRE

	Page
A. GEIER — Sur la transformation de Laplace	9
E. DEUTSCH — Sur un système d'équations intégrales différentielles qu'on rencontre dans la technique	13
A. BÂRGLĂZAN, membre correspondant de l'Academie de la R.P.R., I. ANTON et I. PREDA — Contributions à l'étude et à l'essai des turbines Pelton a deux rotors différents sur la même axe	19
V. GHEORGHIU et V. ANTON — Contributions au problème de l'étalonnage des moulinets par la méthode de la similitude	39
M. RAȚIU — Contributions à l'étude des laitons spéciaux	49
E. SISAK — Recherches expérimentales sur le fonctionnement de bêlier hydraulique aux soupapes de choc de constructions différentes	55
GH. SAVII — L'étude des propriétés mécaniques des fontes grises élaborées dans le cubilot avec des charges comprenant des copeaux de fonte au d'acier	61
A. BÂRGLĂZAN, membre correspondant de l'Academie de la R.P.R., O. TURICU et AL. BITANG — Régulateur automatique de vitesse pour les turbines hydrauliques éxecutées dans la République Populaire Roumaine	71
CH. CRISTODORESCU et L. BAGIU — La structure initiale comme facteur dans la procesaus de trempe des aciers pour outils indigènes	77
I ANTON — Quelques relations pour la détermination des dimensions optimum des ventilateurs centrifuges	85
I. ANTON, V. ANTON et I. PREDA — Étude critique sur quelques appareils pour la mesure de la vitesse du courant dans l'eau	97
V. BARBU et C. UNGUREANU — Contributions à l'emploi des combustibles liquides lourds dans les brûleurs de faible puissance	107

Page

A. BÂRGLĂZAN, membre correspondant de l'Academie de la R.P.R., I. ANTON et I. PREDA — Étude critique sur les pompes à drageur SH-5-300 et SH-5-250 117
AL. BÎTANG — Considérations sur la construction et le montage des agrégats de grande puissance sur trois paliers a l'axe horizontal 129
F. GÁMPE — Dispositif pour transformation conforme $W=Z+\frac{a^2}{Z}$. 143
AL. ROGOJAN — Réalisation d'un redresseur à vapeurs de mercure, monoanodique, à grille de commande en cuve métallique . . 147
A NANU — Contributions des pertes diélectriques à l'établissement des critères de comportement de l'isolement du stator dans les premiers turbugénérateurs fabriqués dans notre pays . . . 161
A. NANU — Le „Nashite", un nouvel matériel diélectrique pour l'isolement des joints de voie ferrée 173
A. SEMLYÉN — Problèmes au svjet de la compensation des transformateurs de courant et de la classification des méthodes de compensation 183
CONST. N. AVRAM et I. PESCARU — Le calcul des éléments en béton armé à l'apparition des fissures d après la methode des états limites 193
I. BARTA et I. GRÜNER — Die Berechnung von Rahmen mit bogenförmigen Stäben nach dem Momentenausgleichverfahren (Cross) 211
O. MIRSU — Plaques en trois couches (termoisolantes) et à espaces vides cylindriques en beton au laitier expande pour couvertures industrielles 239
V. POPP — Abaques pour la représentation a l'échelle en lavis de relief des éléments cylindriques dessinés orthogonalemment . 249
I. DICK, S. BODREANU-RUSU et V. POPOVICI — Der quantitative Provitamin A-Wechsel in en Futterpflanzen während der Gesamtvegetation. Der Einfluss mineralischer Düngemittel . . . 255
C. DRĂGULESCU et I. DRĂGOI — Une nouvelle méthode de dosage du thallium monovalent avec la chloramine T 271
C. DRĂGULESCU et I. FLOREA — Une nouvelle méthode rapide pour le dosage gravimétrique du plomb 275
D. BECHERESCU — Une nouvelle demi-micro méthode pour le dosage gravimétrique du Mn+2 281
C. DRĂGULESCU et I. HERESCU — Le dosage d'anion VO_3^- par la méthode mercurimétrique 285
GH. FACSKO et I. RĂDOI — Contributions au problème de la fabrication de la poudre de fer électrolytique 289
V. BIBOLARU et GH. IONESCU — Copeaux d'aluminium employés comme support du pentoxide de vanadium 299
TR. DUDUȚA — Méthode pour la détermination des lactates . . 305
L. SAUCIUC et M. MUSTA — Une méthode rapide pour la détermination des lactates 311
E. LAȚIU et N. VEZA — Pierres artificielles de résistance obtenues à partir du laitier de chaudières et de la chaux par compactisation 313
L. LAȚIU et L. METEȘ — Essais sur les proprietés hydraliques et absorbantes du tuf de Deva 321
I. DICK et V. BICA — Une nouvelle méthode rapide qui permet d'établir en meme temps l'indice gravimétrique et le degré de dispersion des particules de poussière dans les locaux industriels . 333

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА В ТИМИШОАРЕ

Серия II, Том I Выпуск 2, июль—декабрь 1956 г.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Стр.

А. ГЕЙЕР — О превращении Лапласа 9
Е. ДЕУЧ — О системе интегро-диференциальных уравнений, которые встречаются в технике 13
А. БЭРГЛЭЗАН, член кореспонд. Акад. Наук Р. Н. Р., И. АНТОН и И. ПРЕДА, — Дополнения к изучению и испытанию турбин Пельтон с двумя различными роторами на одной оси . . 19
В. ГЕОРГИУ и В. АНТОН — Дополнения к установлению гидравлических измерителей с помощью метода сравнения . . 39
М. РАЦИУ — Дополнения к изучению специальных латуней . 49
Е. СИСАК — Опытные исследования насоса с гидравлическим водоподъемником снабженным ударными клапанами разных конструкций 55
Г. САВИЙ — Изучение механических свойств серых чугунов произведенных в вагранках из шихты состоящей из чугунных и стальных стружек 61
А. БЭРГЛЭЗАН, член кореспонд. Акад. Наук Р. Н. Р., О. ТУРИКУ и А. БИГАНГ — Автоматический регулятор скорости для турбин сконструированных в Р. Н. Р. 71
Г. КРИСТОДОРЕСКУ и Л. БАГИУ — Первичная структура — фактор в процессе закалки отечественной инструментальной стали 77
И. АНТОН — Отношения для определения наилучших размеров центробежных вентиляторов 85
И. АНТОН, В. АНТОН и И. ПРЕДА — Критическое исследование некоторых аппаратов для измерения скорости течения воды 97
В. БАРБУ и К. УНГУРЯНУ — Некоторые дополнения к практике употребления маломощных горелок на жидком тяжелом горючем 107
А. БЭРГЛЭЗАН, член кореспонд. Акад. Наук Р. Н. Р., И. АНТОН и И. ПРЕДА — Критическое исследование грязевых насосов 117

Стр.

А. БИТАНГ — Вопрос постройки и монтажа крупных агрегатов на трех подшипниках с горизонтальной осью . . . 129
Ф. ГАМПЕ — Устройство для конформного преобразования $W=Z+\frac{a^2}{Z}$ 143
А. РОГОЖАН — Осуществление выпрямителя с ртутными парами, с одним анодом и управляющей сеткой в металлической оболочке 147
А. НАНУ — Влияние диэлектрических потерь на установление критерия относительно поведения изоляции статоров в первых турбогенераторах сконструированных в стране . . . 161
А. НАНУ — „Насчит" — новый диэлектрический материал для изолирования рельсовых стыков 173
А. ШЕМЛИЕН — Проблемы в связи с компенсацией трансформаторов тока и класификация методов компенсаций . . . 183
К. АВРАМ и И. ПЕСКАРУ — Расчет железобетонных элементов на образование трещин по методу предельных состояний 193
И. БАРТА и И. ГРЮНЕР — Расчет рам с изогнутыми балками по методу распределения моментов 211
О. МЫРШУ — Бетонные плиты с добавлением вспученного шлака с цилиндрическими пустотами для покрытия зданий промышленного значения 239
В. ПОПП — Абаки для масштабного вычерчивания с оттенением тушью цилиндрических элементов начерченных ортогонально 249
И. ДИК, С. БОДРЯНУ-РУСУ и В. ПОПОВИЧ — Количественное изменение провитамина А в кормовых травах, во время периода вегетации, влияние минеральных удобрений . . 255
К. ДРЭГУЛЕСКУ член кореспон. Акад. Наук Р. Н. Р. и И. ДРАГОЙ — Новый метод дозировки одновалентного Талия с хлористым амином Т 271
К. ДРЭГУЛЕСКУ член кореспон. Акад. Наук Р. Н. Р. и И. ФЛОРЯ — Новый полумикрометрический ускоренный метод для дозировки свинца гравиметрическим путем 275
Д. БЕКЕРЕСКУ — Новый полумикрометрический метод для дозировки гравиметрическим путем Mn^{+2} 281
К. ДРЭГУЛЕСКУ член кореспон. Акад. Наук Р. Н. Р. и И. ГЕРЕСКУ — Меркуроизмерительная дозировка аниона VO_3^- . 285
Г. ФАЧКО и И. РАДОЙ — Дополнения к вопросу приготовления электролитического железного порошка 289
В. БИБОЛАРУ и Г. ИОНЕСКУ — Алюминиевые стружки как основание для пятиокиси ванадия 299
Т. ДУДУЦА — Метод определения лактатов 305
Л. САУЧУК и М. МУСТА — Метод скоростного определения лактатов 311
Е. ЛАЦИУ и Н. ВЕЗА — Искуственные, достаточно прочные камни из котельного шлака и извести, полученные путем прессования под давлением 313
Е. ЛАЦИУ и Л. МЕТЕШ — Испытания девского туфа на гидравличность и адсорбцию 321
И. ДИК и В. БИКА — Новый скорый метод определения степени рассеяния и однонременно гравиметрического дозирования частиц пыли в воздухе промышленных предприятий . . 333

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

DESPRE TRANSFORMAREA LAPLACE

DE

ALFRED GEIER

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Se cunosc mai multe transformări Laplace particulare care pot servi pentru lărgirea tabelelor de funcţii corespondente. Citǎm astfel transformarea lui Efros cît şi o recentă generalizare a acesteia.

Nota de faţă urmăreşte să scoată în evidenţă o clasă particulară de funcţii care permite de asemenea o lărgire a tabelelor de funcţii corespondente. Este vorba de o funcţie $f(p)$, transformata Laplace a unei funcţii $h(t)$ astfel încît $h(p)$ să fie transformata Laplace a unei alte funcţii $H(t)$. Cu alte cuvinte, ştiind că

$$f(p)=\int_0^\infty e^{-pt} h(t)\, dt \tag{1}$$

se caută să se determine funcţia $H(t)$ astfel încît

$$h(p)=\int_0^\infty e^{-pt} H(t)\, dt. \tag{2}$$

Scriind relaţia (2) sub forma

$$h(t)=\int_0^\infty e^{-ts} H(s)\, ds, \tag{3}$$

din (1) şi (3) rezultă, că între $f(p)$ şi $H(s)$ există relaţia

$$f(p)=\int_0^\infty \frac{H(s)}{p+s}\, ds. \tag{4}$$

Ecuaţia integrală (4) se găseşte rezolvată în literatură, [1] şi [2]. Urmînd expunerea din [2], p. 177—179, se substituie $p=e^{\xi}$, $s=e^{\tau}$, $e^{\frac{1}{2}\xi} f(e^{\xi})=\varphi(\xi)$, $e^{\frac{1}{2}\tau} H(e^{\tau})=\psi(\tau)$ prin care (4) ia forma

$$\varphi(\xi)=\int_{-\infty}^{\infty} \frac{\psi(\tau)}{2\,\mathrm{ch}\,\frac{1}{2}(\xi-\tau)}\,d\tau. \tag{5}$$

In ipoteza că $\varphi(\xi)$ $(\xi=\alpha+i\beta)$ este holomorfă în fişia $-\pi\leqq\beta\leqq\pi$ iar

$$\int_{-\infty}^{\infty} |\varphi(\alpha+i\beta)|^2 d\alpha$$

este mărginită de o constantă oarecare, care nu depinde de β, pentru toate valorile lui β care satisfac $-\pi\leqq\beta\leqq\pi$, soluţia ecuaţiei (5) se scrie

$$\psi(\xi)=\frac{1}{2\pi}[\varphi(\xi+\pi i)+\varphi(\xi-\pi i)]. \tag{6}$$

Ţinînd cont de substituţiile făcute se găseşte uşor

$$H(t)=\frac{i}{2\pi}[f(te^{\pi i})-f(te^{-\pi i})] \tag{7}$$

care se mai poate scrie [vezi [1], p. 100—101] sub forma

$$H(t)=\frac{1}{\pi}\,Imf(te^{-\pi i}). \tag{8}$$

Condiţiile impuse lui $\varphi(\xi)$ fiind identice pentru funcţia $f(p)$ putem enunţa: *Fie $f(p)$ o funcţie reală de variabila complexă $p=\alpha+i\beta$, holomorfă în fişia $-\pi\leqq\beta\leqq\pi$ şi astfel încît*

$$\int_{-\infty}^{\infty} |f(\alpha+i\beta)|^2 d\alpha$$

să fie mărginită de o constantă oarecare, care nu depinde de β, pentru toate valorile lui β care satisfac $-\pi\leqq\beta\leqq\pi$. Notînd cu $h(t)$ originala funcţiei $f(p)$, imaginei $h(p)$ îi corespunde originala $H(t)$ dată de (8).

Exemplu. Se ştie că la imaginea

$$f(p)=\frac{1}{\sqrt{p}\,(a+\sqrt{p})}$$

corespunde originala

$$h(t)=e^{a^2t}\,\mathrm{erfc}\,a\sqrt{t}.$$

Se formează

$$h(p)=e^{a^2p}\operatorname{erfc} a\sqrt{p}$$

căruia, conform formulei (8) îi corespunde

$$H(t)=\frac{1}{\pi}\,Im\,\frac{1}{\sqrt{te^{-\pi i}}\left(a+\sqrt{te^{-\pi i}}\right)}.$$

Prin urmare rezultă noua corespondenţă

$$h(p)=e^{a^2p}\operatorname{erfc} a\sqrt{p};\quad H(t)=\frac{1}{\pi}\,\frac{a}{\sqrt{t}\,(a^2+t)}.$$

BIBLIOGRAFIE

1. v. d. Pol, B., Bremmer, H.: *Operational calculus based on the two-sided Laplace integral*, Cambridge, 1950, ediţia în limba rusă.

D. Smirnov, V. I.: *Kurs vîşşei matematiki*, tom. IV, ediţia II, 1951.

SUR LA TRANSFORMATION DE LAPLACE

(RÉSUMÉ)

L'auteur établit le suivant théorème: Soit $f(p)$ une fonction réelle de variable complexe $p=\alpha+i\beta$ holomorphe dans la portion $-\pi\leqslant\beta\leqslant\pi$ de manière à ce que

$$\int_{-\infty}^{\infty}|f(\alpha+i\beta)|^2d\alpha$$

soit limitée par une constante quelconque qui ne dépend pas de β, pour toutes les valeurs de β qui satisfont $-\pi\leqslant\beta\leqslant\pi$. En notant avec $h(t)$ l'originale de la fonction $f(p)$, à l'image $h(p)$ correspond l'originale $H(t)$ donneé par (8).

On peut employer ce théorème pour l'élargissement des tableaux des fonctions correspondantes dans une transformation de Laplace.

О ПРЕВРАЩЕНИИ ЛАПЛАСА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор устанавливает следующую теорему: $f(p)$ является действительной функцией комплексной переменной $\pi\leqslant\beta\leqslant\pi$ голоморфной в полосе $p=\alpha+i\beta$ и таким образом что

$$\int_{-\infty}^{\infty}|f(\alpha+i\beta)|^2\,d\alpha$$

будет ограниченно некоторой постоянной, которая не зависит от β, для всех величин β которые удовлетворяют $-\pi\leqslant\beta\leqslant\pi$. Обозначив через $h(t)$ оригинал функции $f(p)$, изображению $h(p)$ соответствует оригинал $H(t)$ данный в (8).

Эта теорема может быть использована для расширения таблиц в превращении Лапласа.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

ASUPRA UNUI SISTEM DE ECUAŢII INTEGRO-DIFERENŢIALE CE SE ÎNTÎLNEŞTE ÎN TEHNICĂ

DE

EMERIC DEUTSCH

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Institutul de Fizică al Academiei R. P. R. a propus spre rezolvare, următoarea problemă de ordin practic:

Să se determine soluţia sistemului de ecuaţii integro-diferenţiale

$$\left.\begin{aligned} a\frac{\partial T}{\partial \theta}+b\frac{\partial T}{\partial x}-t(\theta)+T(x,\ \theta)=0,\\ ct'(\theta)-lt(\theta)=-\int_0^l T(\xi,\ \theta)\,d\xi \end{aligned}\right\} \tag{1}$$

cu funcţiile necunoscute $T(x,\ \theta)$ şi $t(\theta)$ care satisface condiţiilor la limită:

$$T(0,\ \theta)=T^{\star},\quad t(0)=t^{\star} \tag{2}$$

unde $a,\ b,\ c,\ l,\ T^{\star}$ şi $t^{\star}$ sînt constante cunoscute.

Sistemul de ecuaţii (1) a fost integrat de ing. S. Vasilache [1], care a găsit pentru funcţia necunoscută $T(x,\ \theta)$ ecuaţia integrală

$$\begin{aligned} T(x,\ \theta)=T^{\star}e^{-\frac{x}{b}}+\frac{ac}{c+al}t^{\star}e^{\frac{l}{ac}\theta}\left[1-e^{-\frac{x}{b}\left(1+\frac{l}{c}\right)}\right]+\\ +\frac{a}{c+al}\int_0^l d\xi\int_0^{\theta}\left[e^{\frac{s-\theta}{a}}-e^{\frac{l}{c}(\theta-s)}\right]T(\xi,\ s)\,ds+\\ +\frac{a}{c+al}\int_0^l d\xi\int_0^{\theta-\frac{ax}{b}}\left[e^{\frac{l}{c}(\theta-s)-\frac{x}{b}\left(1+\frac{al}{c}\right)}-e^{\frac{s-\theta}{a}}\right]T(\xi,s)\,ds \end{aligned}$$

pentru care a indicat o rezolvare prin aproximaţii succesive.

In cele ce urmează vom da o soluţie diferită, din punct de vedere practic mai accesibilă.

Scriem sistemul (1) sub forma

$$\left.\begin{aligned} a\frac{\partial T}{\partial \theta}+b\frac{\partial T}{\partial x}-\lambda t(\theta)+T(x,\theta)=0,\\ ct'(\theta)-lt(\theta)=-\lambda\int_0^l T(\xi,\theta)\,d\xi \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

şi căutăm o soluţie de forma

$$\left.\begin{aligned} T(x,\theta)=\sum_{n=0}^{\infty}\lambda^n T_n(x,\theta),\\ t(\theta)=\sum_{n=0}^{\infty}\lambda^n t_n(\theta). \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

Vom mai cere funcţiilor $T_n(x,\theta)$ şi $t_n(\theta)$ să verifice condiţiile la limită:

$$T_0(0,\theta)=T^*,\quad t_0(0)=t^*, \tag{5}$$

$$T_n(0,\theta)=0,\quad t_n(0)=0\qquad (n=1,2,3,\ldots) \tag{6}$$

Efectuînd în (3) identificarea, găsim pentru $T_n(x,\theta)$ şi $t_n(\theta)$ ecuaţiile:

$$a\frac{\partial T_0}{\partial \theta}+b\frac{\partial T_0}{\partial x}+T_0(x,\theta)=0, \tag{7}$$

$$ct_0'(\theta)-lt_0(\theta)=0, \tag{8}$$

$$a\frac{\partial T_n}{\partial \theta}+b\frac{\partial T_n}{\partial x}+T_n(x,\theta)=t_{n-1}(\theta), \tag{9}$$

$$ct_n'(\theta)-lt_n(\theta)=-\int_0^l T_{n-1}(\xi,\theta)\,d\xi. \tag{10}$$

Integrînd ecuaţiile (7) şi (8) şi ţinînd seamă de condiţiile limită la (5), găsim

$$T_0(x,\theta)=T^*e^{-\frac{x}{b}}, \tag{11}$$

$$t_0(\theta)=t^*e^{\frac{l}{c}\theta}. \tag{12}$$

Integrînd ecuaţiile (9) şi (10) şi ţinînd seamă de condiţiile la limită (6), găsim

$$T_n(x,\theta)=\frac{1}{a}e^{-\frac{\theta}{a}}\int_{\theta-\frac{a}{b}x}^{\theta} t_{n-1}(\theta)\,e^{\frac{\theta}{a}}d\theta, \tag{13}$$

$$t_n(\theta)=-\frac{1}{c}e^{\frac{l}{c}\theta}\int_0^{\theta} e^{-\frac{l}{c}\theta}\,d\theta\int_0^l T_{n-1}(\xi,\theta)\,d\xi. \tag{14}$$

Aceste relaţii permit găsirea succesivă a funcţiilor $T_n(x, \theta)$ şi $t_n(\theta)$ care înlocuite în (4), ne conduc la funcţiile $T(x, \theta)$ şi $t(\theta)$. Acestea însă, reprezintă deocamdată numai formal soluţia sistemului (3). Pentru a arăta că ele „de fapt" constituie soluţia sistemului (3), va trebui să arătăm, că:

1) seriile (4) sînt absolut şi uniform convergente pentru $\lambda = 1$;

2) funcţiile $T(x, \theta)$ şi $t(\theta)$ satisfac ecuaţiile (3).

Pentru a arăta convergenţa seriilor (4), să înlocuim valoarea lui T_{n-1} dedusă din (13), în relaţia (14). Obţinem:

$$t_n(\theta) = -\frac{1}{ac} e^{\frac{l}{c}\theta} \int_0^{\theta} e^{-\left(\frac{l}{c}+\frac{1}{a}\right)u} du \int_0^{l} d\xi \int_{u-\frac{a}{b}\xi}^{u} t_{n-2}(s)\, e^{\frac{s}{a}} ds. \tag{15}$$

Să notăm

$$\alpha = \max\left(\frac{l}{c}, \; -\frac{l}{c}, \; \frac{1}{a}, \; -\frac{1}{a}\right), \quad \beta = \max(T^*, \; t^*).$$

Deoarece putem lua $e^{\alpha\theta} < M$ şi expresiile $e^{\frac{l}{c}\theta}$, $e^{-\frac{l}{c}\theta}$, $e^{\frac{\theta}{a}}$, $e^{-\frac{\theta}{a}}$ vor fi mai mici decît M. Din relaţiile (11) şi (12) rezultă:

$$|t_0(\theta)| < \beta M, \quad |T_0(x, \theta)| < \beta M.$$

Acum, din relaţia (14) găsim:

$$|t_1(\theta)| < \frac{\beta}{c} M^3 l\theta$$

iar din (15) rezultă succesiv:

$$|t_2(\theta)| < \frac{\beta}{bc} M^5 l^2 \theta$$

$$|t_3(\theta)| < \frac{\beta}{bc^2} M^7 l^3 \frac{\theta^2}{2!}$$

$$|t_4(\theta)| < \frac{\beta}{b^2 c^2} M^9 l^4 \frac{\theta^2}{2!}$$

şi în general

$$|t_{2n-1}(\theta)| < \frac{\beta}{b^{n-1} c^n} M^{4n-1} l^{2n-1} \frac{\theta^n}{n!}$$

$$|t_{2n}(\theta)| < \frac{\beta}{b^n c^n} M^{4n+1} l^{2n} \frac{\theta^n}{n!}.$$

Rezultă de aci, că a doua serie din (4) adică seria lui $t(\theta)$ este absolut şi uniform convergentă pentru $\lambda = 1$. Din relaţia (13) rezultă cu uşurinţă şi o serie majorantă pentru seria lui $T(x, \theta)$. Anume, avem:

$$|T_n(x, \theta)| < \frac{1}{b} M^2 l |t_{n-1}(\theta)|$$

de unde rezultă că şi seria lui $T(x, \theta)$ este absolut şi uniform convergentă pentru $\lambda = 1$.

Rămîne să mai arătăm, că funcţiile $T(x, \theta)$ şi $t(\theta)$ date de (4), satisfac sistemul (3). Pentru aceasta să înlocuim în (4) expresiile lui $T_n(x, \theta)$ şi $t_n(\theta)$ date de relaţiile (11), (12), (13), (14). Găsim:

$$T(x, \theta) = T^* e^{-\frac{x}{b}} + \frac{1}{a} e^{-\frac{\theta}{a}} \int_{\theta - \frac{a}{b}x}^{\theta} e^{\frac{\theta}{a}} \left[\sum_{n=1}^{\infty} \lambda^n t_{n-1}(\theta) \right] d\theta,$$

$$t(\theta) = t^* e^{\frac{l}{c}\theta} - \frac{1}{c} e^{\frac{l}{c}\theta} \int_0^{\theta} e^{-\frac{l}{c}\theta} d\theta \int_0^{l} \left[\sum_{n=1}^{\infty} \lambda^n T_{n-1}(\xi, \theta) \right] d\xi,$$

sau, ţinînd seama de însăşi relaţiile (4):

$$T(x, \theta) = T^* e^{-\frac{x}{b}} + \frac{\lambda}{a} e^{-\frac{\theta}{a}} \int_{\theta - \frac{a}{b}x}^{\theta} e^{\frac{\theta}{a}} t(\theta)\, d\theta,$$

$$t(\theta) = t^* e^{\frac{l}{c}\theta} - \frac{\lambda}{c} e^{\frac{l}{c}\theta} \int_0^{\theta} e^{-\frac{l}{c}\theta} d\theta \int_0^{l} T(\xi, \theta)\, d\xi,$$

relaţii, care au fost găsite printr-o altă metodă de ing. S. Vasilache [1]. Printr-un calcul direct şi elementar se verifică, că aceste funcţii $T(x, \theta)$ şi $t(\theta)$ satisfac ecuaţiile (3).

BIBLIOGRAFIE

1. Vasilache S, Buletin Ştiinţific al Acad. R. P. R. Seria Matemat că, iul.—aug.—sept. 1951; Tom III, nr. 3. p. 311.

SUR UN SYSTÈME D'ÉQUATIONS INTÉGRO-DIFFÉRENTIELLES DIFFÉRENTIELLES QU'ON RENCONTRE DANS LA TECHNIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, l'auteur donne une solution au système d'équations intégro-différentielles intégrales différentielles (1) dont les conditions à la limite sont (2). On applique la méthode des approximations successives et on arrive aux formules de récurrence (13) et (14). On démontre ensuite que les séries (4) sont absolument et uniformément convergentes pour $\lambda = 1$ et que les fonctions définies de ces séries satisfont le système donné. La solution du système est donc donnée par (4) ou $\lambda = 1$ et $T_n(x, \theta)$ et $t_n(\theta)$ sont donnés par les formules (11), (12), (13), (14).

О СИСТЕМЕ ИНТЕГРО-ДИФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ КОТОРЫЕ ВСТРЕЧАЮТСЯ В ТЕХНИКЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящем труде автор дает решение системы интегро-дифференциальных уравнений (1) с граничными условиями (2).

Применяется метод последовательных приближений, который дает возвратные формулы (13) и (14).

После этого доказывается что серии (4) являются абсолютно и равномерно сходящимися для $\lambda=1$ и что функции определенные этими сериями удовлетворяют данную систему.

Таким образом решение системы дается (4) где $\lambda=1$ а $T_n(x,\theta)$ и $t_n(\theta)$ даны в формулах (11), (12), (13) и (14).

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONTRIBUŢIUNI LA STUDIUL ŞI INCERCAREA TURBINELOR PELTON CU DOI ROTORI DIFERIŢI PE ACELAŞI AX

DE

A. BĂRGLĂZAN membru coresp. al Acad. R. P. R., I. ANTON, I. PREDA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Preocupările tehnice moderne inserează în obiectivul lor problema construcţiei uzinelor producătoare de energie. Resursele în aceste scopuri sînt desigur de cele mai variate categorii; totuşi consideraţiuni economice pun în evidenţă disponibilităţile hidraulice drept cea mai răspîndită şi permanentă formă de energie. In acelaşi timp turbinele hidraulice sînt utilizate cu precădere datorită unor condiţii de exploatare uşoară, la care se mai adaugă avantajele unor construcţii robuste şi funcţionarea cu un randament ridicat.

Trebuie totuşi observat că în general construcţia C. H. E., depinde de condiţii locale şi este afectată de masive cheltuieli de investiţii datorită lucrărilor vaste de amenajări hidrotehnice.

Astfel se remarcă importanţa deosebită ce o prezintă alegerea soluţiei tehnice optime şi obţinerea unor condiţii de exploatare optime în privinţa randamentului.

In aceste considerente, cazul cel mai interesant îl prezintă posibilitatea conducerii în aceeaşi centrală a două aducţiuni independente, cu caracteristici mult diferite cari implică totuşi acelaşi tip de turbină. Datorită condiţiunilor de exploatare identice, soluţia tehnică cea mai justă din punct de vedere economic, este calarea pe acelaşi arbore a celor două turbine şi cuplarea cu un alternator comun. Evident se presupune aceeaşi turaţie de funcţionare a turbinelor.

Astfel construcţia agregatelor hidraulice cu mai mulţi rotori calaţi pe acelaşi ax, situaţie întîlnită deobicei în cazul turbinelor Pelton şi Francis, devine particularizată în condiţiile repartizării puterii în mod diferit pe rotori.

Lucrarea de faţă, în baza studiilor şi cercetărilor de laborator întreprinse, va urmări două scopuri: de a prezenta rezultatele măsurătorilor pe macheta unui caz concret şi de a generaliza concluziile deduse, pentru cazuri similare.

Cazul concret ales se referă la turbinele Pelton din C.H.E., de la Văliug a C.M.R. [1]).

In cazul unor vaste amenajări hidraulice în bazinul Bîrzavei, această centrală ocupă locul central cu o putere instalată de 11 000 C.P., din care 8000 C.P., sînt repartizaţi pe două agregate identice de tip Pelton. Construcţia acestor turbine este optimă din punct de vedere tehnico-economic, în aceea că rotorii utilizînd două căderi diferite sînt calaţi pe acelaşi arbore.

Cele două captări[2]), pe versantele Semenic şi Gozna sînt caracterizate prin :

Semenic $H_n = 434$ m.

$Q = 0{,}5$ m³/s ; se menţine aproape const.

Gozna $H_n = 323$ m.

$Q = 0{,}4$ m³/s ; debitele medii lunare indică variaţii pînă la 60%, din care cauză turbina acestei căderi a fost concepută cu două injectoare în vederea condiţiunilor optime de funcţionare ale acestora.

Astfel cele două turbine au caracteristicile :

Semenic $N = 2500$ CP, $n = 750$ rot/min, $n_s = 19{,}4$

$D_0 = 1060$ mm, $d_0 = 85$ mm, 1 injector, $Z_r = 20$.

Gozna $N = 1500$ CP, $n = 750$ rot/min, $n_s = 19{,}4$

$D_0 = 933$ mm, $d_0 = 60$ mm, 2 injectori, $Z_r = 24$.

Se ştie că în construcţia turbinelor hidraulice, datorită importanţei ce o prezintă comportarea lor în funcţiune, se obişnuieşte încercarea în laborator a unor machete. Sistematizarea rezultatelor obţinute din măsurători conduc, prin aplicarea legilor de similitudine hidrodinamică, la determinarea diferitelor diagrame de funcţionare ale turbinei.

In cazul particular al turbinei Pelton la care ne referim, cercetările de laborator au avut drept scop verificarea construcţiei injectorilor, respectiv determinarea randamentului acestora, determinarea pierderilor prin frecare şi ventilaţie ale rotorilor, stabilirea diagramelor universale şi de garanţie ale turbinei şi determinarea condiţiunilor de funcţionare în paralel a celor doi rotori calaţi pe acelaşi ax.

De asemenea s-a acordat interes măsurării vibraţiilor în decursul încercărilor.

1. STAŢIUNEA DE INCERCARE ŞI MACHETA TURBINEI

Potrivit obiectivelor enumerate mai sus, staţiunea de încercare din laboratorul de Maşini Hidraulice (fig. 1) trebuie să încadreze macheta turbinei în condiţiunile de similitudine şi să fie dotată cu toată aparatura necesară cercetărilor experimentale.

---

[1]) In ţara noastră sediul primelor construcţii de turbine hidraulice este combinatul Metalurgic Reşiţa care în colaborare cu Lab. de Maşini Hidraulice a I. P. T., a pus în exploatare primele exemplare ale celor trei tipuri de turbine la C. H. E. proprie de la Văliug (Pelton 4 000 CP şi Francis 1 500 CP) şi la C. H. E. Tg. Mureş (Kaplan 2 400 CP).

[2]) Pavel Dorin: Planul general de amenajare a bazinului Bîrzava.

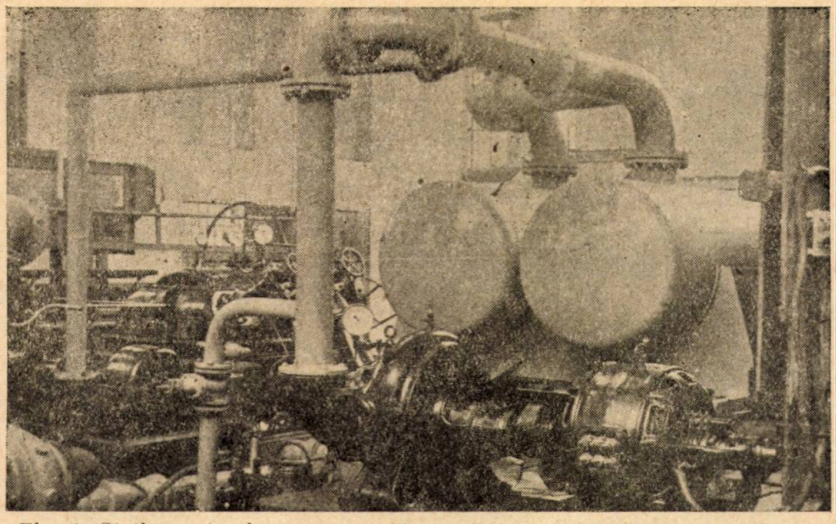


Fig. 1. Staţia pentru încercarea turbinelor Pelton din Laboratorul de Maşini Hidraulice al Institutului Politehnic Timişoara

Macheta turbinei a fost construită într-un raport de similitudine $\theta = 1 : 2{,}5$ faţă de turbina originală şi are doi rotori calaţi pe acelaşi ax, corespunzător celor două căderi distincte (fig. 2). Caracteristicile sînt:

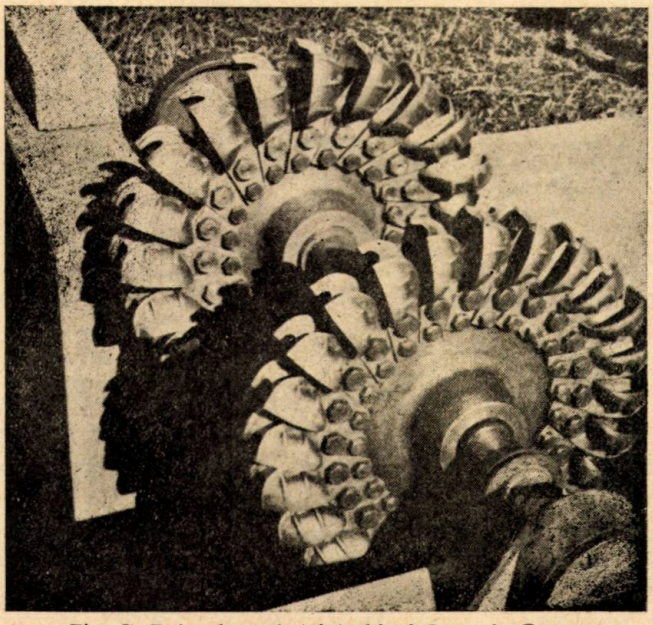


Fig. 2. Rotorul machetei turbinei Semenic-Gozna

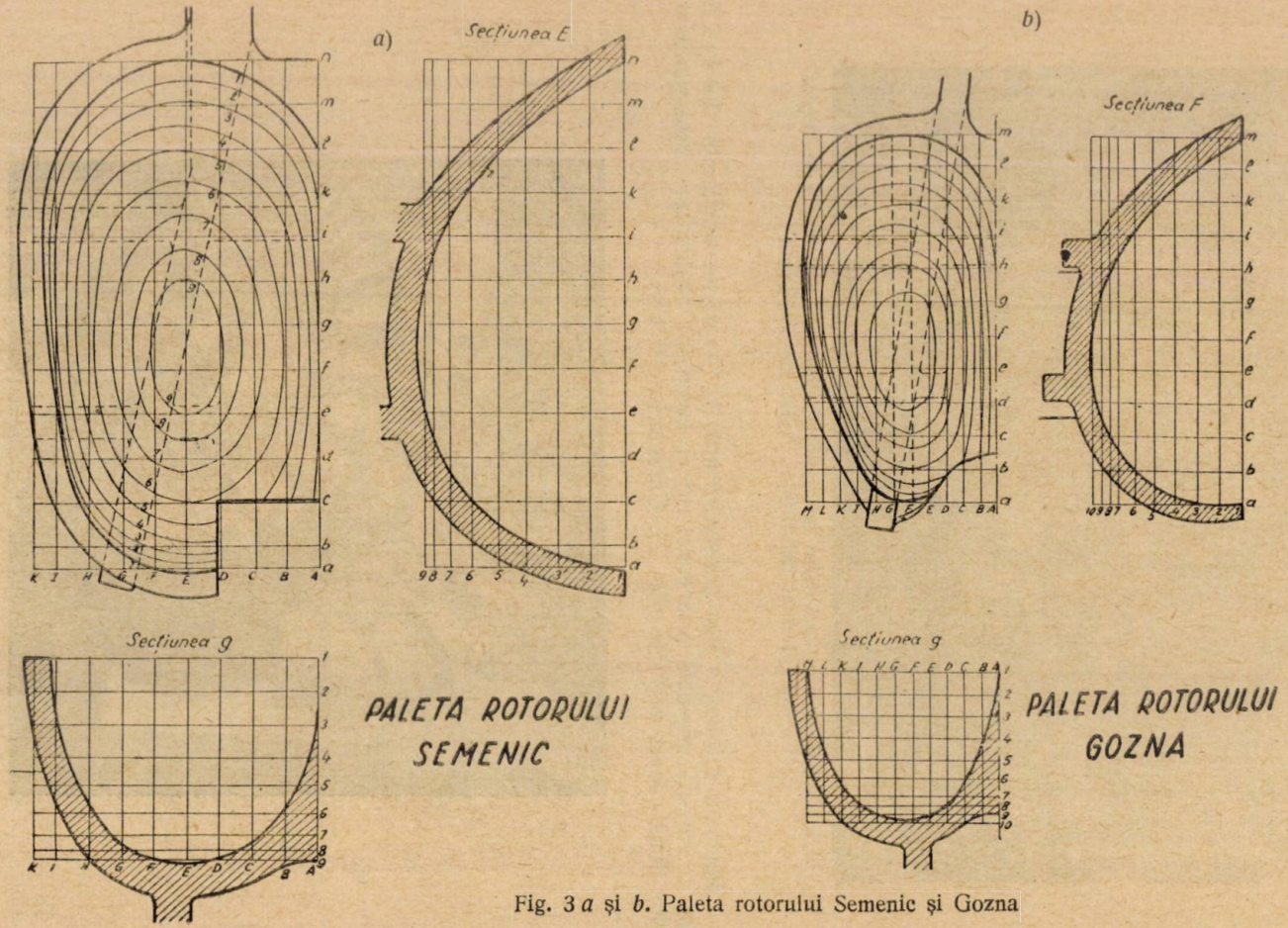


Fig. 3 *a* și *b*. Paleta rotorului Semenic și Gozna

Semenic: $Q = 36{,}4$ l/s, $H = 69{,}5$ m, $n = 750$ rot/min.
$N = 25{,}3$ CP, tipul paletei fig. 3 *a*.
$Z_r = 20$.

Gozna $Q = 29{,}2$ l/s, $H = 51{,}6$ $n = 750$ rot/min.
$N = 15$ CP, tipul paletei fig. 3 *b*.
$Z_r = 24$.

Fig. 3 reprezintă secţiunile principale ale paletelor rotorilor Gozna şi Semenic.

Staţiunea este alimentată de o pompă centrifugală cu intrare dublă care dă la turaţia de 1200 rot/min debitul $Q = 50$ l/s sarcina fiind $H = 60$ m.

Pompa este racordată printr-o conductă ramificată la două rezervoare cu saltea de aer pentru egalizarea presiunii cari la rîndul lor sînt racordate la conductele ce alimentează cele două turbine grupate în machetă. Pe ramura de alimentare a turbinei Gozna s-a dispus o vană plană pentru reglajul reparaţiei sarcinei.

Evacuarea apei de la turbină are loc printr-un canal cu faţa liberă de secţiune 40×30 cm la extremitatea căruia s-a prevăzut un deversor triunghiular pentru măsurarea debitului.

Arborele turbinei, este cuplat elastic de instalaţia de frînare semiautomată (fig. 4) compusă dintr-o frînă hidraulică a cărui braţ acţionează diferenţial pe

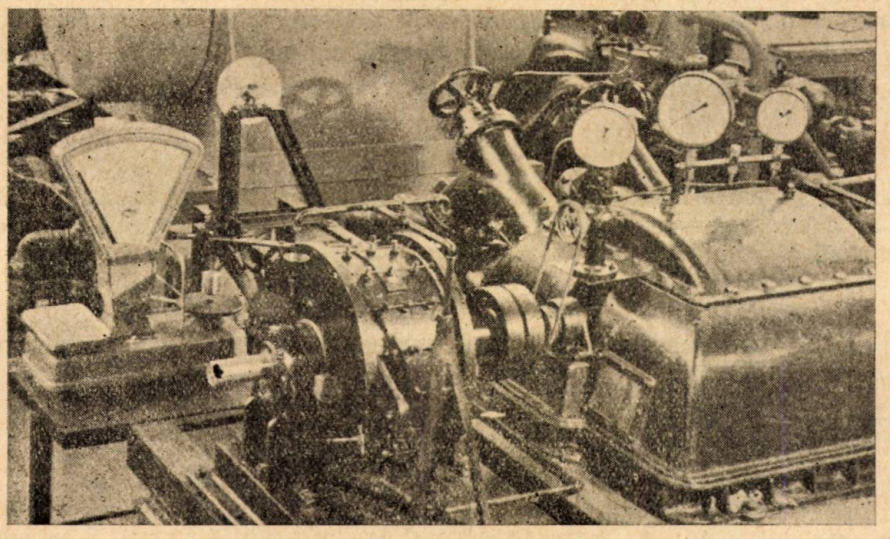


Fig. 4. Staţia pentru încercarea turbinelor Pelton. Frîna hidraulică semiautomată

platanul unei balanţe automate respectiv, prin intermediul unui scripete, asupra unui platan special pentru greutăţi. Astfel cuplul măsurat se compune dintr-un cuplu fundamental determinat prin aplicarea de greutăţi pe platanul special şi

un cuplu suplimentar cetit direct la balanţa automată, realizîndu-se o automatizare în limitele capacităţii acesteia din urmă.

Pentru măsurarea diferitelor elemente s-au indicat în tabela de mai jos aparatele şi metodele utilizate cu erorile absolute medii aferente.

Parametrul	Aparatul sau metoda de măsură	Eroarea absolută medie
Cursa acului s	Micrometru	$\varepsilon_s = 0{,}1$ mm
Diametrul vinei d	Fotografiere, stroboscop	$\varepsilon_d = 0{,}1$ mm
Debitul Q	Deversor triunghiular	$\varepsilon_{hd} = 0{,}5$ mm
Sarcina H	Manometru de precizie	$\varepsilon_H = 0{,}5$ mm
Cuplul C	Inst. de frînare	$\varepsilon_c = 4{,}6 \cdot 10^{-2}$ kgm
Turaţia n	Tachimetru	$\varepsilon_n = 5$ rot/min

2. CERCETĂRILE DE LABORATOR

a) Etalonarea injectorilor şi determinarea randamentului acestora [4, 5].

Măsurătorile efectuate asupra injectorilor turbinelor Pelton au importanţă datorită faptului că randamentul lor influenţează randamentul global al turbinei. Consideraţiunile teoretice cari stau la baza acestor măsurători sînt următoarele

Cunoscînd viteza mijlocie a apei în secţiunea de ieşire din injector $V_0 = K_{v0}\sqrt{2gH}$, avem debitul pe secundă

$$Q = K_{v0}\sqrt{2gH} \cdot f_0$$

unde f_0 secţiunea injectorului, se poate determina în funcţie de cursa acului s şi de dimensiunile constructive (diametrul de referinţă d_0, unghiurile de convergenţă ale profilelor conjugate de diuză), şi este de forma:

$$f_0 = as - bs^2$$

a şi b coeficienţi proveniţi din dimensiuni constructive. Astfel debitul redus la sarcina de 1 m este:

$$Q_1 = K_{v0}(As - Bs^2)$$

se mai poate scrie

$$\frac{Q_1}{K_{v0}} = (As - Bs^2) = C$$

din care se vede că determinînd pe C şi măsurînd pe Q se poate stabili variaţia coeficientu'ui de viteză K_{v0} în funcţie de deschiderea injectorului.

Pe de altă parte din ecuaţia de continuitate rezultă pentru diametrul teoretic al vinei

$$d_{teor} = \sqrt{\frac{4}{\pi\sqrt{2g}} \cdot \frac{Q}{\sqrt{H}}} = \sqrt{0{,}287 \cdot Q_1} \quad \text{m}$$

dar în realitate la ieșirea din injector datorită pierderilor nu mai dispunem decît de o sarcină egală cu $(\eta_{inj})_{opt} \cdot H$, încît diametrul secțiunii minime devine

$$d_{min} = \frac{d_{teor}}{\sqrt[4]{(\eta_{inj})_{opt}}}$$

respectiv într-o secțiune oarecare, datorită pierderilor prin frecare cu mediul înconjurător :

$$d_1 = \frac{d_{teor}}{\sqrt[4]{\eta_{inj}}}$$

sau se mai poate scrie

$$\eta_{inj} = \left(\frac{d_{teor}}{d_1}\right)^4 = K_{v_1}^2$$

prin care se pot stabili valorile $\eta_{inj} = K_{v_1}^2$ în funcție de cursa acului dacă se determină $d_{teor.}$ și se măsoară d_1 aferent unei anumite secțiuni, de exemplu intrarea în zona rotorului.

Conform acestor prescripțiuni s-au stabilit valorile elementelor teoretice $(A_s - B_s^2)$; $d_{teor.}$ și s-au măsurat Q și d_1 pentru diferite curse ale acului s, stabilindu-se curbele K_{v0}, $K_{v_1} = f(s)$. Măsurătorile au fost întreprinse pentru injectorii ambelor turbine, iar rezultatele sînt date în diagramele fig. 5 și 6.

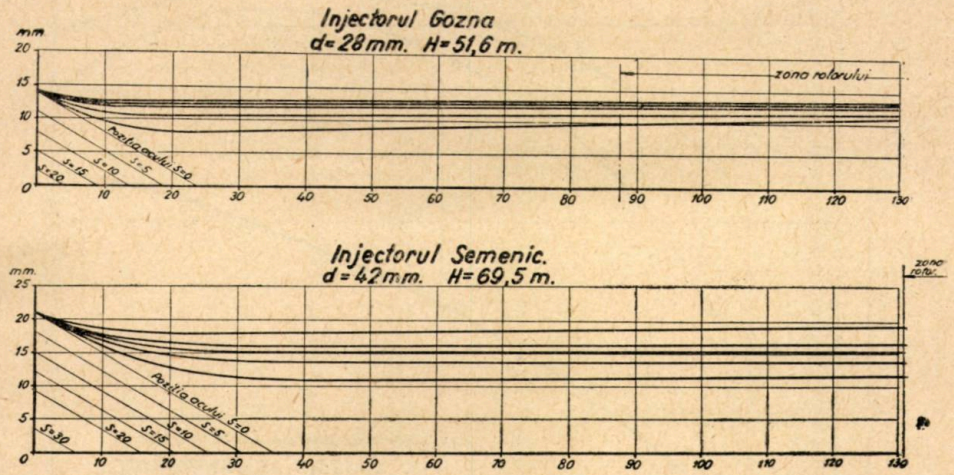


Fig. 5. Profilul vinei pentru diferite deschideri ale injectorilor Semenic și Gozna

Debitul Q a fost măsurat prin metode obișnuite iar diametrul d_1 prin metode fotografice.

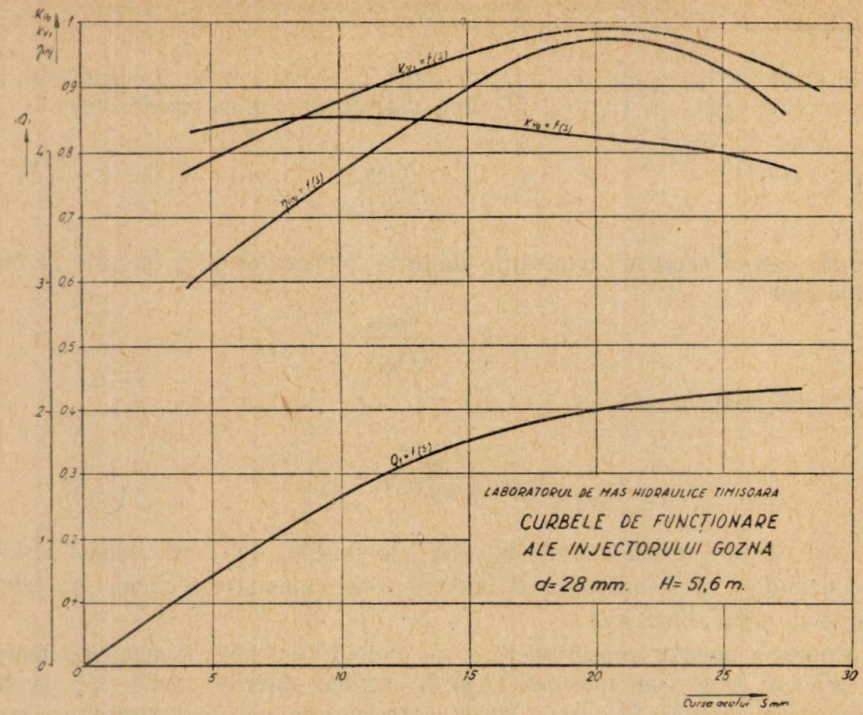


Fig. 6. *a* Curbele de funcționare ale injectorului Gozna

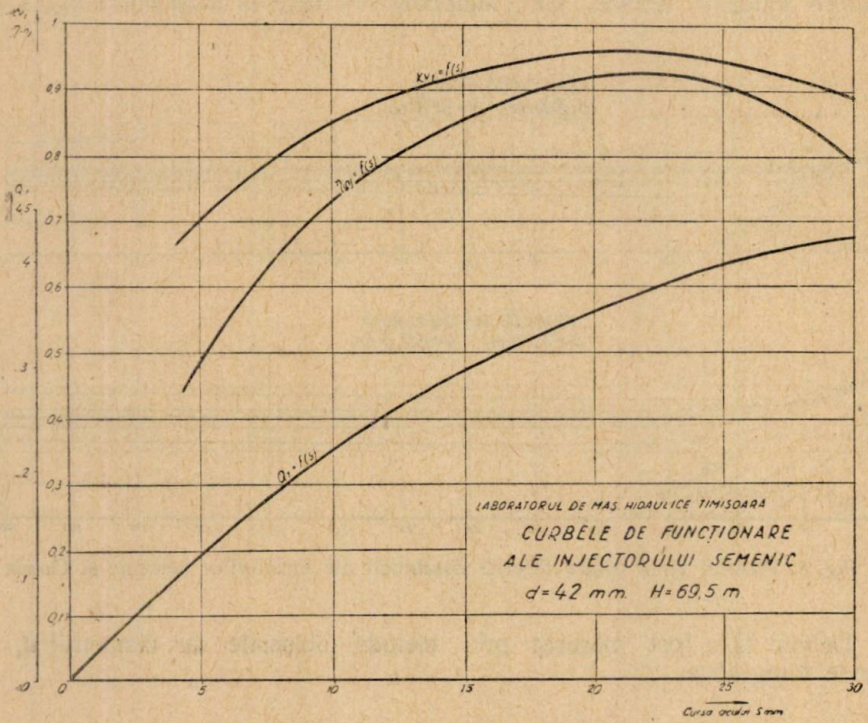


Fig. 6*b*. Curbele de funcționare ale injectorului Semenic

b) **Cercetări asupra rotorilor**

Determinarea pierderilor prin frecare şi ventilaţie s-a efectuat prin metoda încetinirii [4]. Relaţia care controlează această determinare este dedusă din legea de mişcare a maselor rotitoare:

$$N_{f+v} = \frac{Ja}{75} \cdot \omega \frac{d\omega}{dt}$$

cu N_{f+v} pierderile prin frecare şi ventilaţie.

I_a momentul de inerţie al rotorului.

ω viteza unghiulară.

In laborator s-a ridicat curba de încetinire a rotorului $n = f(t)$ de la turaţia de ambalare, cuplul motor fiind întrerupt prin deflectarea vinei. Diferenţierea grafică a acestei curbe a dat valorile corespunzătoare $\frac{d\omega}{dt}$ diferitelor turaţii (fig. 7).

Pierderile prin frecare şi ventilaţie corespunzătoare turaţiei de regim se cifrează la $N_{f+v} = 0{,}344$ CP ceea ce reprezintă $0{,}86^0/_0$ din puterea nominală a turbinei.

Incercările în sarcină. Aceste încercări constau, în cazul turbinelor Pelton ca şi în cazul celorlalte tipuri, în aplicarea la arbore a unui cuplu rezistent prin intermediul unei frîne şi în măsurarea directă şi simultană a elementelor caracteristice: cursa acului injectorului s, debitul Q, sarcina H, turaţia n şi cuplul C. Măsurătorile se grupează în funcţie de cursa acului ca parametru, iar elementele măsurate se transformă în elemente caracteristice tipului de turbină deobicei redusă la sarcina $H = 1$ m.

Astfel avem:

Debitul $Q_1 = \frac{Q}{\sqrt{H}}$ $\quad m^{5/2} \cdot s^{-1}$

Turaţia $n_1 = \frac{n}{\sqrt{H}}$ $\quad rot/min \cdot m^{1/2}$

Puterea efectivă $N_{e_1} = \frac{N_e}{H\sqrt{H}}$ $\quad CP/m^{3/2}$

Puterea teoretică $N_{t_1} = \frac{N_t}{H\sqrt{H}}$ $\quad CP/m^{3/2}$

Randamentul $\eta = \frac{N_{e_1}}{N_{t_1}}$.

Cu ajutorul acestora s-au construit diagramele parţiale

$$N_{e_1} = f(n_1)$$
$$Q_1 = f(n_1)$$
$$\eta = f(n_1)$$
$$n_s = f(n_1)$$

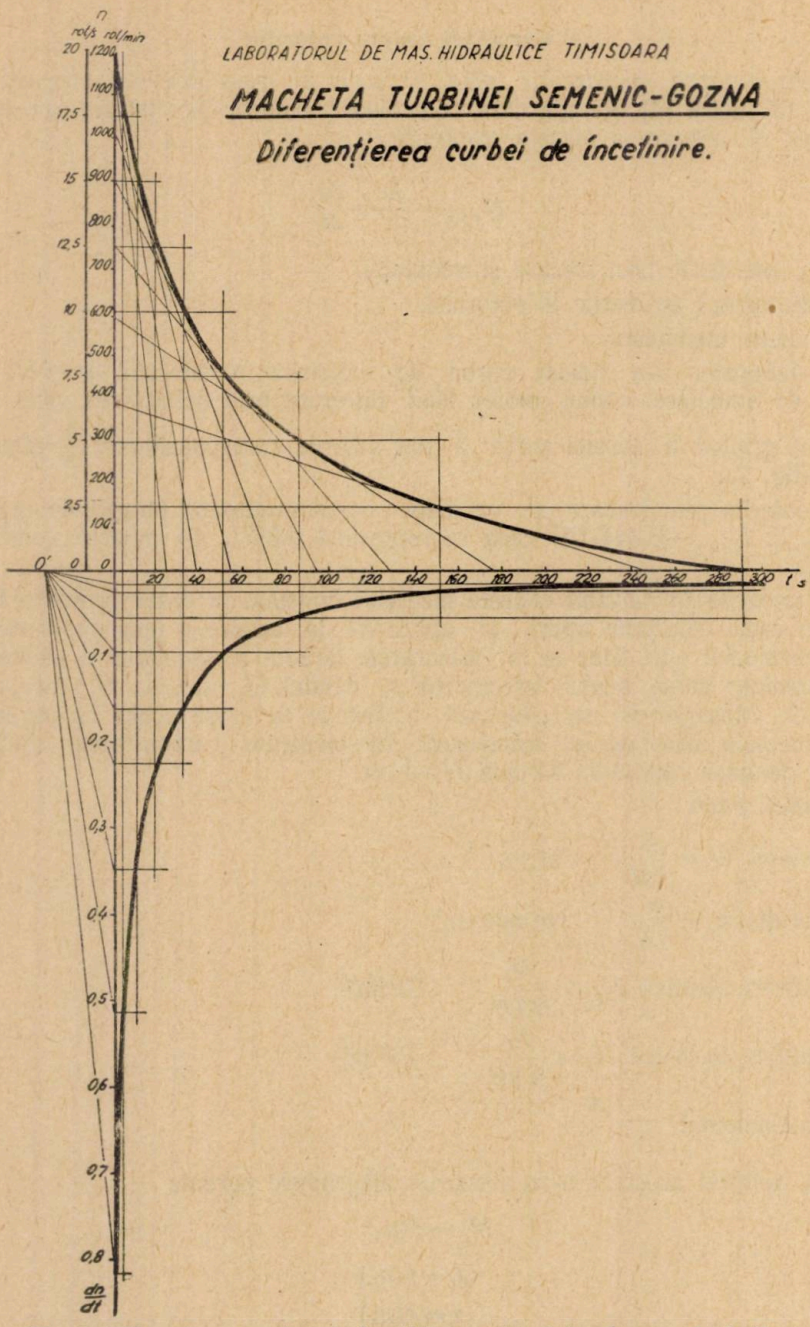


Fig. 7. Diferențierea curbei de încetinire pentru determinarea pierderilor prin frecare și ventilație

Aceste diagrame au servit la construirea diagramelor universale [1,5] cari indică în sistemul $Q_1=f(n_1)$ curbele de egală putere, egal randament şi egală turaţie specifică. Centrul de greutate al triunghiului format din punctele ce reprezintă valorile optime ale puterii, randamentului şi turaţiei specifice reprezintă punctul optim de funcţionare. Totodată s-au construit diagramele $\eta=f(Q_1)$ pentru turaţia de funcţionare, care reprezintă curbele de garanţie ale turbinei şi arată randamentul realizat în funcţie de încărcare.

Fig. 8 şi 9 reprezintă curbele universale ale turbinelor Semenic şi Gozna, obţinute prin încărcarea machetei.

Fig. 10 şi 11 reprezintă curbele de garanţie ale acestor turbine.

In fig. 11 se observă particularitatea funcţionării turbinei Gozna cu doi injectori. Această soluţie a fost adoptată datorită variabilităţii în limite mari ale debitului, astfel în limitele de la 0 la 50% din debitul maximal turbina funcţionează cu un singur injector (celălalt fiind închis), pe cîtă vreme într-a doua jumătate a domeniului, injectorii funcţionează în paralel [1]). Diagrama verifică justeţea acestei soluţii.

In cadrul cercetărilor s-au avut în vedere erorile de determinare ale diferitelor elemente

$$\frac{\Delta N_t}{N_t}=\pm\sqrt{\left(\frac{\Delta Q}{Q}\right)^2+\left(\frac{\Delta H}{H}\right)^2}$$

$$\frac{\Delta N_e}{N_e}=\pm\sqrt{\left(\frac{\Delta n}{n}\right)^2+\left(\frac{\Delta P}{P}\right)^2}$$

P fiind forţa măsurată la extremitatea braţului frînei hidraulice

$$\frac{\Delta\eta}{\eta}=\pm\sqrt{\left(\frac{\Delta N_t}{N_t}\right)^2\pm\left(\frac{\Delta N_e}{N_e}\right)^2}.$$

Totodată pentru transformarea randamentului la valorile turbinei originale s-a utilizat formula Hutton (cu indicele m pentru machetă) [3]

$$\eta_t=1-\left[(1-\eta_m)\sqrt[5]{\frac{D_m}{D}}\sqrt{\frac{H_m}{H}}\cdot 0{,}7+0{,}3\right].$$

Pentru funcţionarea în paralel a celor doi rotori s-a considerat pentru diferite încărcări constante ale unuia din rotori, o încărcare variabilă a celuilalt, determinîndu-se randamentul global

$$\eta_{gl}=\frac{N_{eS}+N_{eG}}{N_{tS}+N_{tG}}$$

sau

$$\eta_{gl}=\frac{\eta_S+\varepsilon\eta_G}{1+\varepsilon}\quad\text{unde}\quad\varepsilon=\frac{N_{tG}}{N_{tS}}$$

[1]) Manevrarea injectorilor ambilor rotori la turbina reală Semenic şi Gozna se face automat prin intermediul unui regulator de nivel.

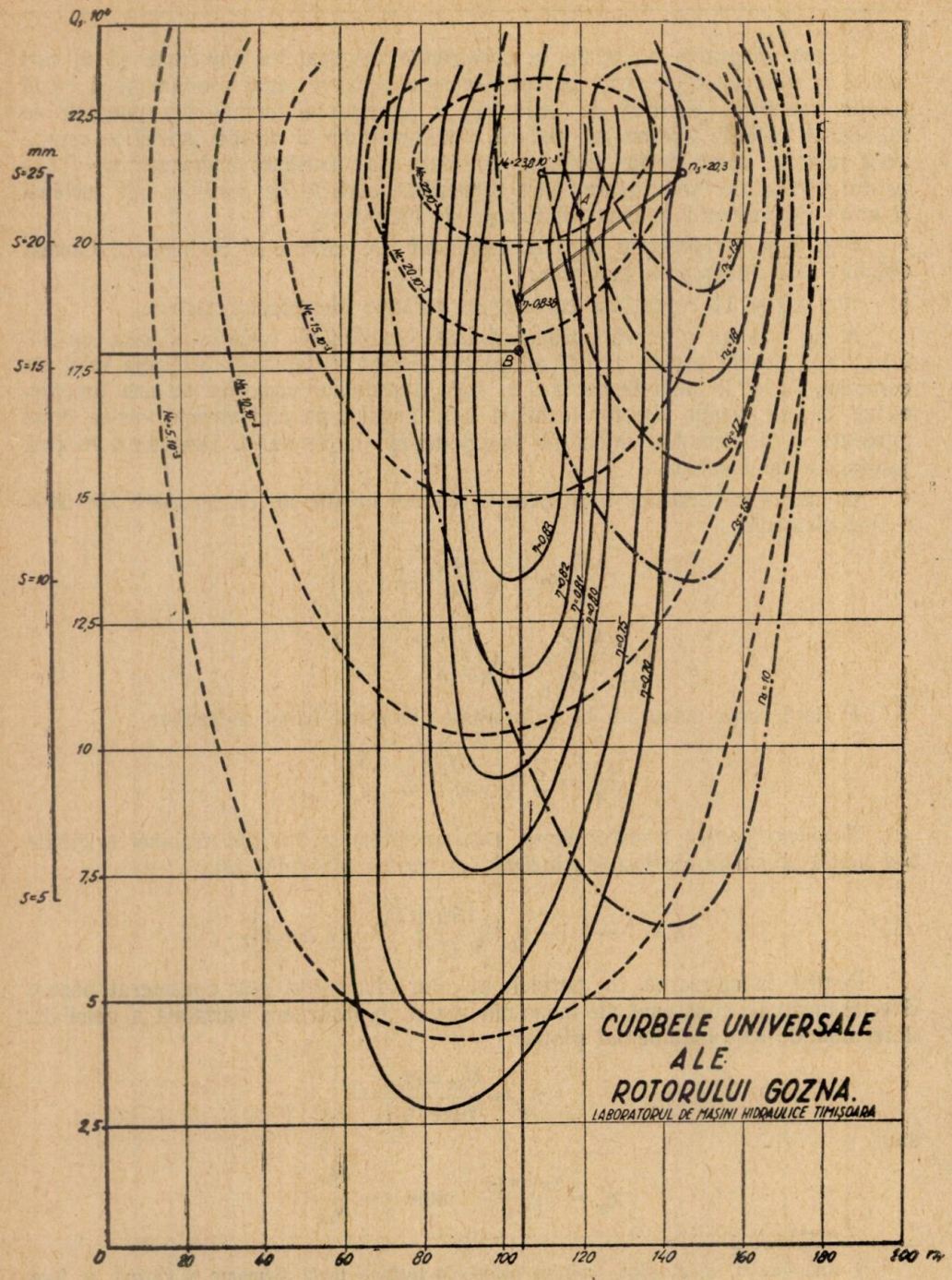


Fig. 8. Curbele universale ale rotorului Gozna

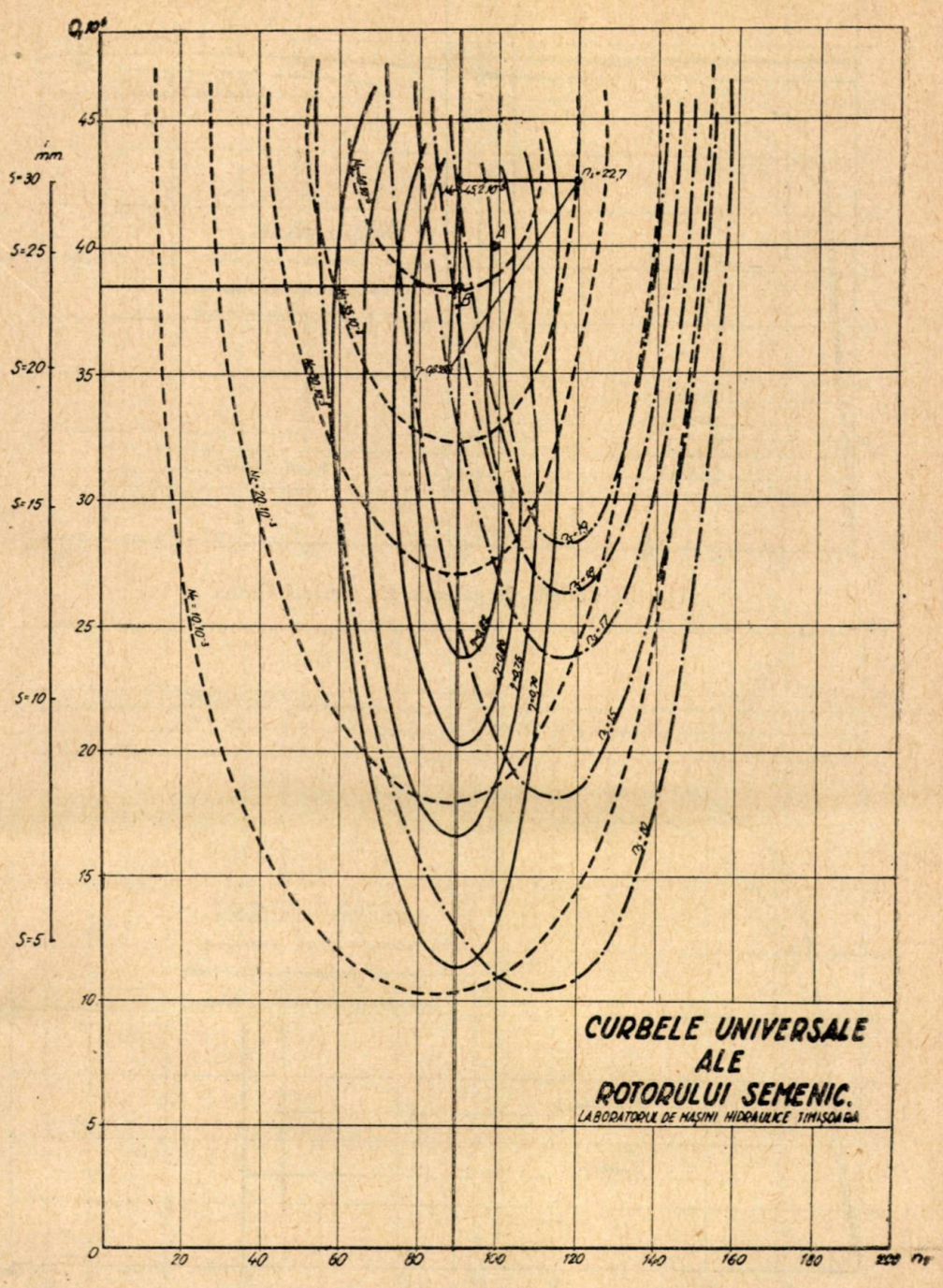


Fig. 9. Curbele universale ale rotorului Semenic

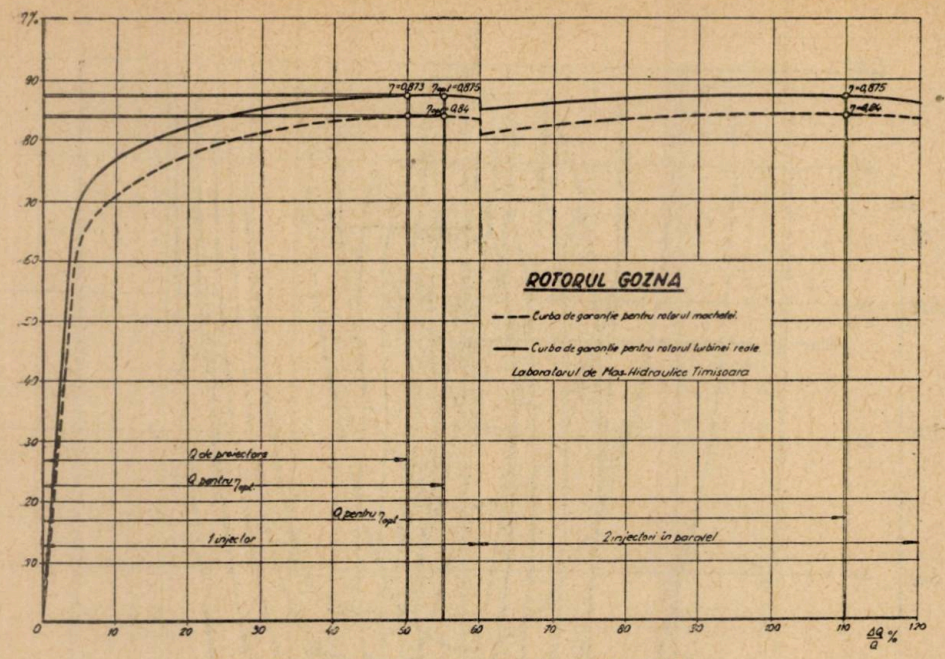


Fig. 10. Curbele de garanție ale turbinei Gozna

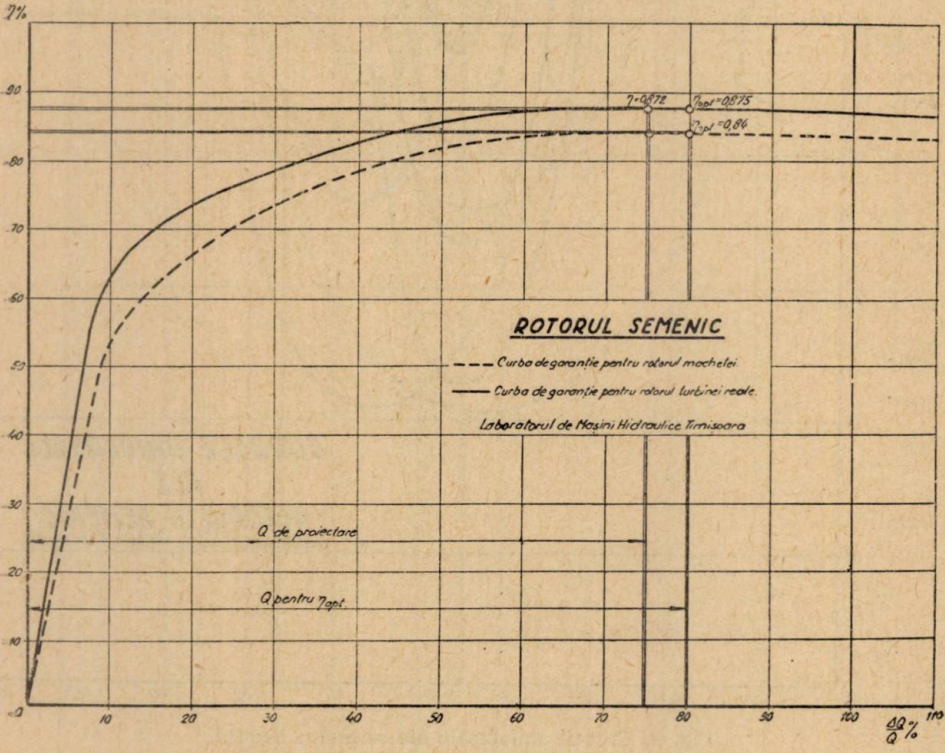


Fig. 11. Curbele de garanție ale turbinei Semenic

Cu rezultatele obţinute a fost construită diagrama din fig 12 în care s-au reprezentat curbele de randament constant în cazul funcţionării în paralel a celor doi rotori.

Fig. 13 reprezintă transformata diagramei de mai sus pentru cazul turbinei originale, axele de coordonate indicînd puterile efective repartizate pe cei doi rotori.

3. CONCLUZIUNI

Din cercetările de laborator întreprinse se desprind următoarele concluziuni asupra funcţionării turbinei:

a) Randamentul injectorilor rezultat din cercetările experimentale justifică criteriile de construcţie adoptate la proiectare.

Injectorul Semenic asigură un randament de 87% în domeniul deschiderilor $s=15\sim27{,}5$ mm ceea ce corespunde încărcării turbinei în domeniul $2{,}97<Q_1<4{,}2$, valoarea maximală 90% pentru $s=22$ mm.

Injectorul Gozna asigură un randament de 90% în domeniul $s=15\sim25$ mm. Valoarea maximă 97% pentru $s=21$ mm. Construcţia cu doi injectori a turbinei Gozna justifică o utilizare bună a acesteia în condiţiunile de variaţii mari ale debitului. Astfel randamentul 90% e asigurat în domeniul de încărcare.

b) Pierderile prin frecare şi ventilaţie, determinate prin încercări, reprezintă o cifime extrem de mică faţă de puterea nominală (0,86%), avînd în vedere turaţia de regim (750 rot/min). Chiar în cazul funcţionării turbinei, numai cu rotorul Semenic valoarea acestei pierderi nu depăşeşte 1,4%. Avantajul acestei construcţii o reprezintă deci repartizarea pierderilor mecanice pe ambii rotori.

c) Din analiza diagramelor universale rezultă următoarele:

Pentru turbina Semenic. Punctul optim realizat corespunde coordonatelor $Q_1=4{,}01\cdot10^{-3}$ şi $n_1=98{,}8$ şi e caracterizat prin $\eta=0{,}80$, $N_{e_1}=41{,}5$ şi $n_s=20{,}5$. Pe de altă parte punctul de proiectare corespunde coordonatelor $Q_1=3{,}85\cdot10^{-3}$ şi $n_1=90$.

Pentru turbina Gozna. Punctul optim realizat corespunde coordonatelor $Q_1=2{,}05\cdot10^{-3}$ şi $n_1=120{,}0$, caracterizat prin $\eta=0{,}816$, $N_{e_1}=22{,}3$ $n_s=18{,}0$, iar punctul de proiectare are coordonatele $Q_1=1{,}784\cdot10^{-3}$ şi $n_1=104{,}4$.

Deplasarea punctelor optim realizate, spre turaţii şi debite mai mari sînt justificate prin supradimensionarea injectorilor la proiectare [1]). Se observă că dreapta $n=$ct, corespunzătoare turaţiei de regim $n=750$ rot/min. (Semenic $n_1=90$, Gozna $n_1=104{,}4$) este aproximativ axa de simetrie a curbelor de egală putere şi egal randament, conţinînd valorile optime ale acestora foarte apropiate de punctul de proiectare. In acelaşi timp alura curbelor de egală putere şi randament, mai ales a acestora din urmă, arată că turbina nu se pretează la variaţiuni de sarcină.

De asemenea se observă apropierea de acest punct a valorilor optime de n_s ($n_s=15\sim19$) [3]. Din acestea rezultă că cercetările de laborator au confirmat criteriile de proiectare ale acestor turbine.

[1]) Bitang-Creţa: Proiectul turbinelor Semenic-Gozna.

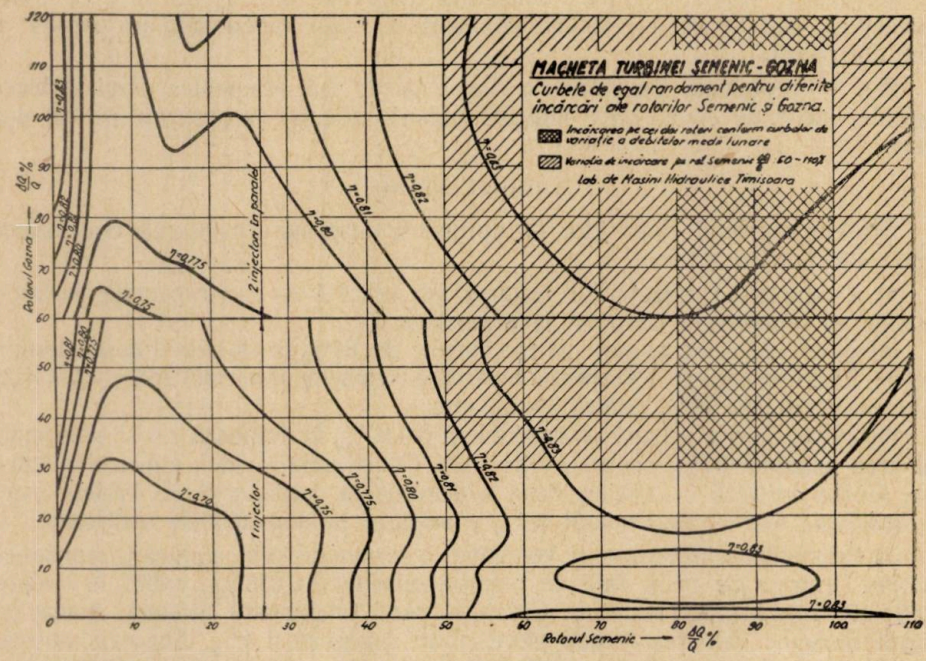


Fig. 13. Funcționarea în paralel a rotorilor Semenic și Gozna (turbina originală)

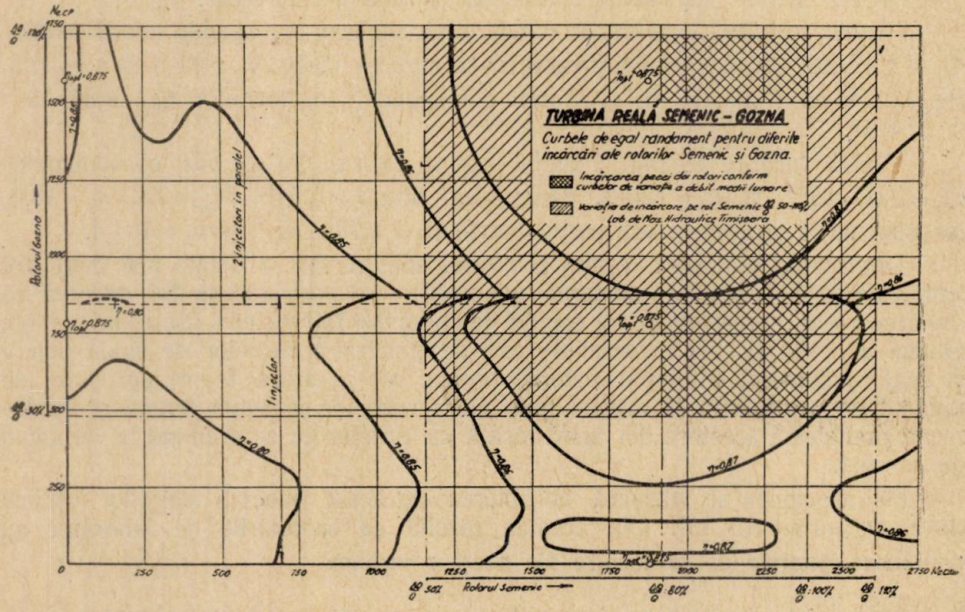


Fig. 12. Funcționarea în paralel a rotorilor Semenic și Gozna (machetă)

d) Curbele de garanţie arată o utilizare bună a turbinelor în exploatare. Turbina Gozna asigură un randament de 85% în domeniul de încărcare de la 30% pînă la 120%, ce acoperă întreg domeniul de variabilitate a debitului după valorile medii lunare pe 30 de ani. In punctul de proiectare e realizat randamentul $\eta=0{,}873$ (η proiectare$=0{,}87$). Randamentul optim e realizat la încărcarea de 55 respectiv 110% şi are valoarea $\eta_{optim}=0{,}875$.

Se justifică din nou construcţia cu doi injectori.

Turbina Semenic cu variabilitatea mai redusă a debitului asigură totuşi un randament de 85% în domeniul de încărcare de la cca 50% la 110%. Randamentul de proiectare e de asemenea realizat ($\eta=0{,}87$). Randamentul optim e realizat la 80% din încărcare: $\eta_{opt}=0{,}875$.

In ce priveşte funcţionarea în paralel a turbinelor, luînd ca bază curbele de variaţie a debitelor medii lunare se observă (fig. 13) că randamentul de proiectare $\eta=0{,}87$ e asigurat pentru orice combinaţie de încărcare din acest domeniu (haşură încrucişată).

Din fig. 13 se mai vede că încărcarea turbinei Gozna poate fi scăzută mult sub 30% fără ca randamentul să scadă sub 87%.

Randamentul rămîne peste $\eta=0{,}86$ chiar dacă extindem domeniul din încărcare a turbinei Semenic pînă sub 50% (haşura simplă), cu excepţia a două mici zone în care randamentul se păstrează totuşi peste 85%.

Deci se poate trage concluzia că în cazul general a doi rotori Pelton diferiţi pe acelaşi ax la combinaţii de încărcare destul de largi (peste 50%) se obţin randamente globale bune cu atît mai apropiate de cele optime cu cît randamentele optime pe fiecare rotor în parte sînt mai apropiate. La variaţii în limite mai largi ale debitului fracţionarea acestuia pe mai mulţi injectori e justificată şi din alte considerente.

Ca verificare a acestei concluzii amintim şi rezultatul unor măsurători parţiale efectuate la CHE Văliug la cari randamentul turbinei a rezultat $\eta=0{,}87$.

e) In ce priveşte fenomenele de vibraţii, în decursul cercetărilor, s-a constatat că ele nu au modificat sezisabil condiţiile de funcţionare normală ale turbinei. Echilibrarea statică a rotorilor s-a arătat suficientă pentru eliminarea dezechilibrărilor dinamice. Pe de altă parte cei doi rotori cu număr de palete diferit asigură o uniformizare şi mai accentuată a cuplului.

Concluziunile generale ce se pot trage asupra cazurilor similare sînt:

a) Datorită formei curbei de garanţie în cazul turbinelor Pelton se pot dispune în general doi rotori diferiţi pe acelaşi ax, în condiţia turaţiei de regim aceeaşi pentru ambii, obţinîndu-se o suprafaţă de garanţie, în privinţa randamentului, foarte plată în limite destul de largi ale încărcării pe cei doi rotori $\frac{\Delta Q}{Q}=(0{,}5\sim 1)$. Desigur că se va observa în particular, realizarea unor condiţii optime de funcţionare la variaţii mari de încărcare, respectiv a unor valori optime pentru n_s prin fracţionarea debitului pe mai mulţi injectori (fig. 12 şi 13).

b) Considerînd valorile optime ale turaţiei specifice pe unitate ($n_s=19\sim 15$) şi valorile medii statistice corespunzătoare pentru raportul $\frac{D_0}{d_0}=m=(12\sim 16{,}35)$ în baza relaţiei:

$$n_s = A\frac{k_u}{m} \quad \text{cu } k_u \text{ coeficientul vitezei tangențiale,}$$

se constată că:

$$\frac{k_{u_1}}{k_{u_2}} = (0{,}93 \sim 1{,}07) \quad \text{(indicii 1 şi 2 se referă la cele două aducțiuni).}$$

De aici se vede că e posibilă unificarea diametrului D_0, în condiții optime de randament; fapt care conduce la realizarea unei turbine cu un singur rotor şi injectori diferiți.

De asemenea potrivit expresiunii:

$$D_0 = Bk_u \cdot \sqrt{H}$$

aplicarea acestei soluții mai e posibilă între limitele raportului celor două sarcini:

$$\frac{H_1}{H_2} = 0{,}86 \sim 1{,}15.$$

In particular, făcînd calculele numerice pentru cazul adoptat în studiu, se constată că această posibilitate se exclude şi că în afară de alte considerente de ordin economic soluția cu doi rotori diferiți pe acelaşi ax confirmă pe deplin sarcinile de proiectare.

BIBLIOGRAFIE

1. Bărglăzan Aurel, *Maşini Hidraulice*, Timişoara 1952.
2. Morozov A. A., *Oborudovanie gidroelectriceschih stanții*, Moscova 1948.
3. Proscura G. F., *Hidrodinamica Turbomaşinilor*, traducere, Timişoara 1955.
4. Taygun Fikret, *Untersuchungen über der Wirkungsweise eines Freistrahlrades*, Zürich 1946.
5. Tenot André, *Turbines hidrauliques et regulateurs automatiques de vitesse*, Paris 1930.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE ET À L'ESSAI DES TURBINES PELTON À DEUX ROTORS DIFFÉRENTS SUR LE MÊME AXE

(RÉSUMÉ)

Le travail s'occupe du problème des turbines Pelton à rotors différents sur le même axe.

On décrit un cas concret pour cette catégorie de turbines et on donne les résultats des recherches faites au laboratoire, sur la maquette. On montre les métodes expérimentales employées et on donne les différents diagrammes de fonctionnement.

On étend, sur des cas similaires, les conclusions finales faites sur le comportement de la turbine.

ДОПОЛНЕНИЯ К ИЗУЧЕНИЮ И ИСПЫТАНИЮ ТУРБИН ПЕЛЬТОН С ДВУМЯ РАЗЛИЧНЫМИ РОТОРАМИ НА ОДНОЙ ОСИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе рассматривается вопрос турбин Пельтон с двумя различными роторами на одной оси. Описывается конкретный случай для турбин этого типа и даются результаты лабораторных исследовани произведенных над моделью. Указываются использованные мстоды исследований и приводятся различные диаграммы работы.

Заключительные выводы о работе турбины распространены затем на аналогичные случаи.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONTRIBUŢIE LA PROBLEMA ETALONĂRII CURENTO METRELOR HIDRAULICE PRIN METODA SIMILITUDINII

DE

VICTOR GHEORGHIU şi VIORICA ANTON

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Astăzi cînd se pune un accent deosebit pe dezvoltarea centralelor hidroelectrice, problema măsurării debitelor în rîuri devine tot mai importantă.

Metoda de măsurare a debitelor în rîuri se bazează pe cunoaşterea vitezelor în diferite puncte pe secţiune şi integrarea lor pe întreaga secţiune. Cele mai precise instrumente pentru măsurarea vitezei sînt curentometrele hidraulice. Construcţia lor care a evoluat în cursul timpului trebuie să permită o rotire cît mai uşoară (fără frecare) a elicei, turaţia elicei fiind determinată de viteza apei. Legea de variaţie a vitezei în funcţie de rotaţia elicei — care se poate măsura — nu se poate determina teoretic din cauza multitudinii factorilor care intervin în acest fenomen. Se impune deci ca fiecare instrument de acest tip să fie etalonat, adică să se determine pe cale experimentală legătura dintre turaţia elicei n şi viteza apei v.

Metoda clasică de etalonare constă în a deplasa curentometrul cu o viteză constantă în apa în repaos.

Etalonarea se face în canale suficient de lungi (minimum 60 m) în care curentometrul, fixat într-un dispozitiv, se deplasează în lungul axului său cu o viteză constantă cunoscută, înregistrîndu-se în acelaşi timp turaţia elicei. Pentru a determina curba $v=f(n)$ trebuie repetată măsurătoarea pentru mai multe viteze, ceea ce înseamnă o operaţie îndelungată şi laborioasă.

O dificultate mult mai mare o constituie însăşi staţiunea de etalonare care necesită în primul rînd investiţii mari şi în al doilea rînd o aparatură pretenţioasă pentru a putea face etalonarea în bune condiţiuni.

Plecînd de la aceste premize s-a pus problema etalonării curentometrelor într-un curent de aer — ceea ce practic ar fi mai uşor de realizat atît în ceea ce priveşte staţiunea de etalonare cît şi aparatura şi durata operaţiilor.

Experimentarea într-un mediu diferit de cel în care lucrează în mod normal maşina respectivă nu constituie o problemă nouă în modelarea hidraulică.

Se cunosc unele încercări de turbine hidraulice în aer — respectînd legile similitudinii hidrodinamice. S-au încercat de asemenea şi cîteva curentometre dar rezultatele nu sînt concludente [2].

Cercetările experimentale s-au făcut cu un curentometru tip I. P. T., construit în Laboratorul de Maşini Hidraulice a Institutului Politehnic din Timişoara, care este o încercare de a întruni calităţile mecanismului Jestovschi cu calităţile hidraulice ale elicei curentometrului Ott.

S-au determinat pentru acest curentometru curbele $v=f(n)$ în apă şi în aer.

Staţiunea de etalonare în apă este staţiunea cunoscută din Laboratorul de Maşini Hidraulice formată dintr-un canal din beton de 100 m lungime, de secţiune dreptunghiulară (2/1,5 m). Curentometrul este fixat la o adîncime de 300 mm, în apă — de un cărucior care rulează pe cele două şine de pe muchia canalului, deplasîndu-se cu o viteză constantă care poate varia de la 0—6 m/s.

Experimentarea în aer s-a făcut în tunelul aerodinamic din Laboratorul de Maşini Hidraulice (foto nr. 1), unde dispunem de o vînă liberă de aer de diametru $D=400$ mm, lungime, $L=660$ mm şi viteza $v=0—35$ m/s.

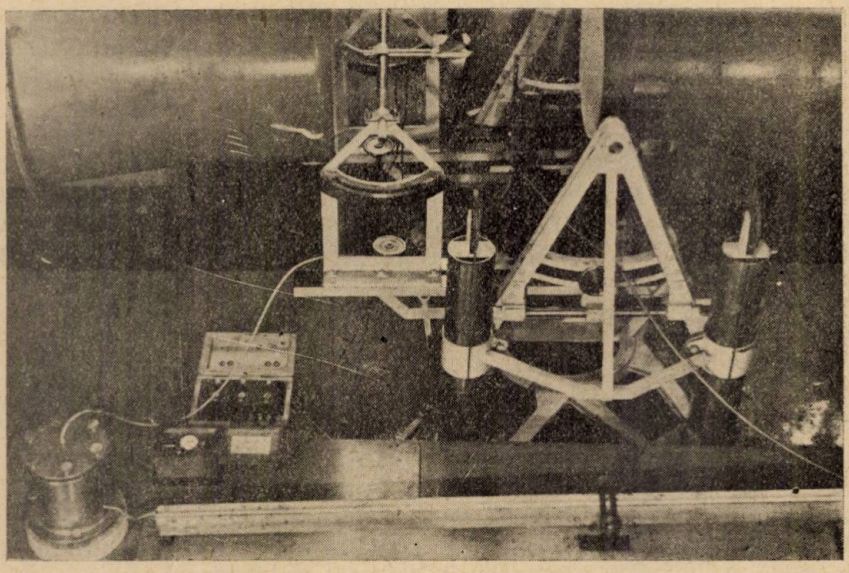


Foto nr. 1

Aerul este antrenat în circuit închis de un ventilator axial cuplat la un motor electric asincron. Variaţia de turaţie se realizează alimentînd motorul electric la diferite tensiuni prin intermediul unui transformator şi în acelaşi timp introducînd o rezistenţă de apă în circuitul rotorului. In felul acesta numărul treptelor de viteză realizate în acest interval mare (0—35 m/s) devine practic infinit, deci viteza se poate varia continuu de la zero la viteza maximă.

Etalonarea curentometrului în această vînă de aer s-a făcut cu un tub Prandtl cu caracteristici cunoscute, fiind etalonat în prealabil. Figura 1 dă curba de corecție $k=f(v)$ a tubului Prandtl legat la același micromanometru cu care s-au făcut măsurătorile.

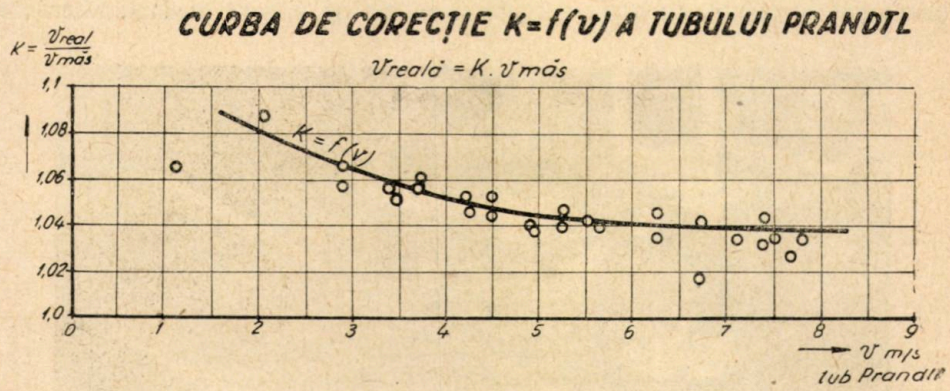


Fig. 1. Curba de corecție $k=f(\ )$ a tubului Prandtl

Cele 2 instrumente au fost fixate în axul vinei de aer, tubul Prandtl în fața curentometrului, după cum se vede în foto nr. 2.

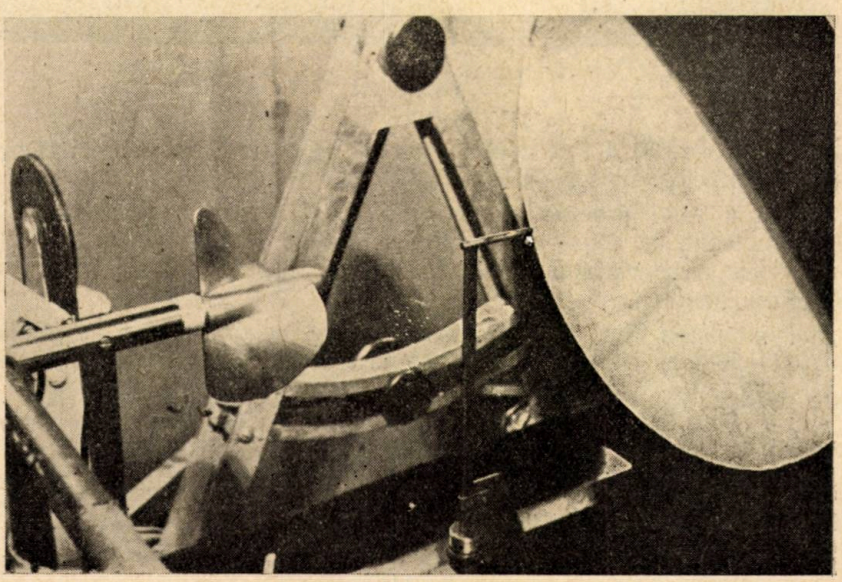


Foto nr. 2

Turaţia curentometrului s-a determinat cronometrînd timpul dintre două semnale corespunzătoare unui interval de 20 rotaţii, declanşarea cronometrului făcîndu-se automat. Eroarea relativă maximă la măsurarea timpului fiind de 1% turaţia a fost determinată cu această eroare.

Viteza aerului s-a măsurat cu tubul Prandtl legat de un micromanometru diferenţial cu alcool, cu braţe neegale şi cu tub de măsură înclinat. Micromanometrul (foto nr. 3) a fost confecţionat în Laboratorul de Maşini Hidraulice, schema de principiu fiind redată în fig. 2.

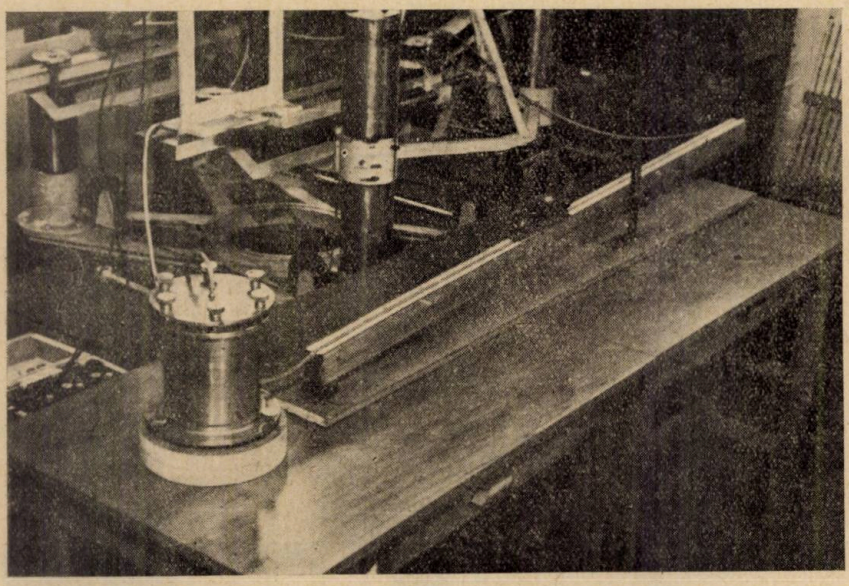


Foto nr. 3

Pentru a mări precizia măsurătorii braţul B s-a înclinat la un unghi $\alpha = 3°35'$, coloana de alcool fiind astfel mărită de 16 ori ($\sin\alpha = 1/16$). Deoarece la α mic orice variaţie a diametrului d se face simţită introducînd erori, tubul trebuie etalonat.

Etalonarea s-a făcut introducînd în vasul A cantităţi egale în greutate de alcool $\Delta G = 50$ g şi citind înălţimea coloanei de lichid în braţul B corespunzătoare presiunii $\Delta p = \frac{\Delta G}{S}$. Eroarea maximă absolută cu care s-a făcut etalonarea este de $2{,}5 \cdot 10^{-6}$ at.

In cazul tubului Prandtl, diferenţa de presiune înregistrată de piezometrul diferenţial cu alcool este egală cu $\Delta p = \rho \frac{v^2}{2}$, de unde

$$v_{th} = \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}}. \qquad (1)$$

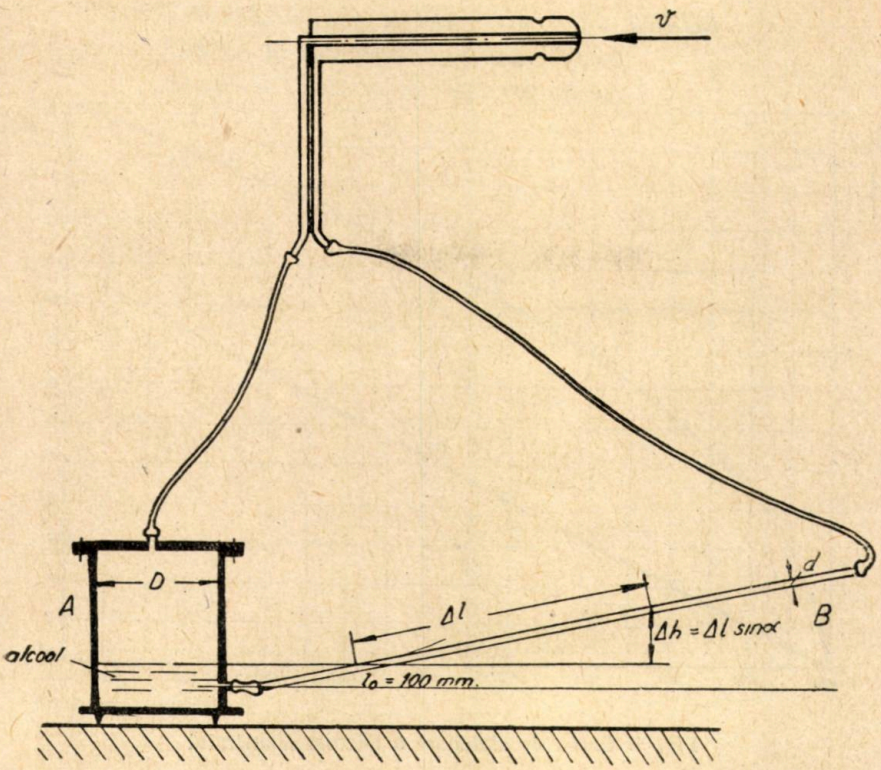


Fig. 2. Schema de principiu a micromanometrului

In fig. 3 dăm curba de etalonare a micromanometrului şi curba $v=f(l)$ pentru $l_0=100$ mm, în condiţiile în care s-a făcut etalonarea: $t=8°C$; $p=1010$ mb.

STUDIUL SIMILITUDINII CURENTOMETRULUI HIDRAULIC IN IPOTEZA FUNCŢIONĂRII IN FLUIDE DIFERITE

In laborator se poate constata că există o relaţie de forma:

$$V=f(n_1,\ d,\ \nu,\ \nu_u)$$

între mărimile curentometrului, cu următoarele notaţii:

V = viteza fluidului [m/s];
n = turaţia elicei [rot/s];
d = diametrul elicei [m];
ν = coeficientul cinematic de viscozitate al fluidului [m²/s];
ν_u = acelaşi, în cazul uleiului pentru lagăre şi etanşare [m²/s].

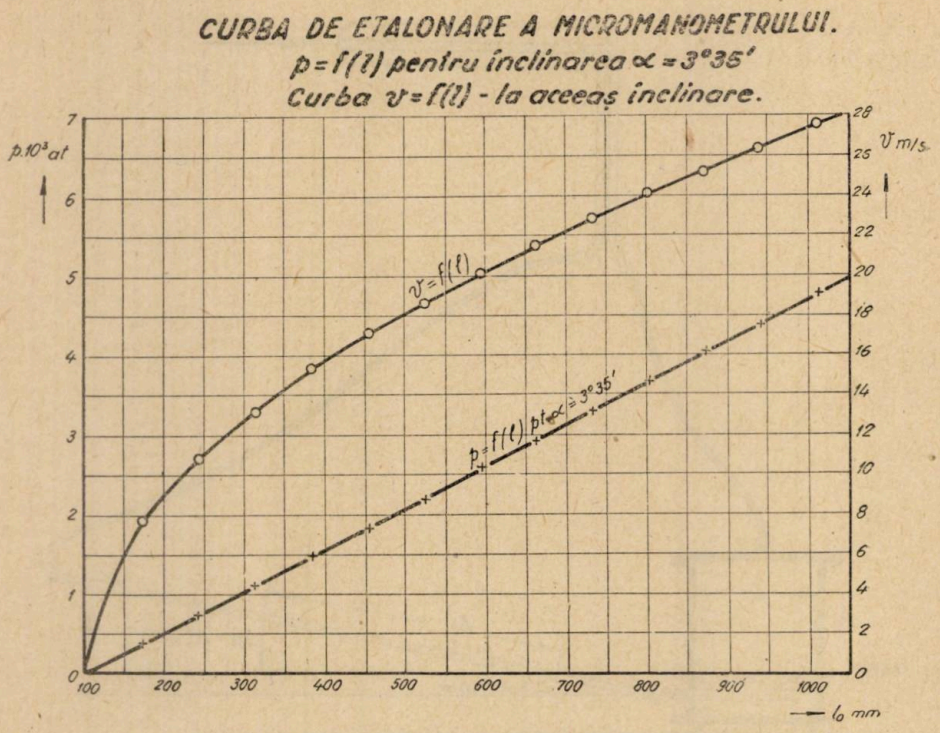


Fig. 3. Curba de etalonare a micromanometrului

Expresia adimensională a ecuației se obține prin aplicarea teoremei π, în ipoteza sistemului (d, ν) de mărimi primitive:

$$\frac{vd}{\nu} = F\left(\frac{nd^2}{\nu}, \frac{\nu_u}{\nu}\right).$$

In cadrul unui grup de fenomene asemenea, în cazul nostru un curentometru care funcționează în fluide diferite, apar condițiile:

$$\frac{\nu d}{\nu} = \text{const.}; \quad \frac{nd^2}{\nu} = \text{const.} \quad \text{și} \quad \frac{\nu_u}{\nu} = \text{const.}$$

Aplicînd aceste criterii de similitudine în apă (ν_1, n_1, v_1) și aer (ν_2, n_2, v_2), avem:

$$\frac{v_1 d}{\nu_1} = \frac{v_2 d}{\nu_2} \quad \text{sau} \quad \frac{v_1}{\nu_1} = \frac{v_2}{\nu_2}, \tag{2}$$

$$\frac{n_1 d^2}{\nu_1} = \frac{n_2 d^2}{\nu_2} \quad \text{sau} \quad \frac{n_1}{\nu_1} = \frac{n_2}{\nu_2} \tag{3}$$

și

$$\frac{\nu_u}{\nu_1} = \frac{\nu_u}{\nu_2}. \tag{4}$$

Ultima condiție este inoperantă în practică și ne rămîne deci studiul unei similitudini parțiale, pe baza primelor două condiții.

Ecuația generală a curentometrului în forma sa implicită e (1):

$$v-bn=a+\frac{c^2}{v-a'-b'n}$$

în care a, b, a', b', c sînt parametrii unei hiperbole cu asimptotele:

$$v=a+bn \quad \text{și} \quad v=a'+b'n.$$

Din considerațiuni teoretice și experimentale (1) rezultă că pierderea aparentă de viteză din membrul I e egală cu suma a doi termeni: primul consatnt, determinat de rezistențele hidraulice — iar al doilea, funcțiune variabilă de rezistențele mecanice ale curentometrului.

E de așteptat ca pe ramura asimptotică a caracteristicii, cu rezistențe mecanice reduse, condițiile (3) și (2) ale asemănării Reynolds să fie satisfăcute în primă aproximație.

Intr-adevăr, în intervalul vitezelor mari, ecuația (5) pentru aer devine:

$$v_2 = a_2 + b_2 n_2$$

sau

$$\frac{v_2}{\nu_2} = \frac{a_2}{\nu_2} + b_2 \frac{n_2}{\nu_2}$$

și ținînd seama de (3) și (2).

$$\frac{v_1}{\nu_1} = \frac{a_2}{\nu_2} + b_2 \frac{u_1}{v_1} \quad \text{sau} \quad v_1 = \frac{\nu_1}{\nu_2} a_2 + b_2 n_1. \tag{6}$$

Din analiza ecuației (6), deducem:

— ramura asimptotică a caracteristicii în aer se transformă într-o porțiune rectilinie a caracteristicii în apă și

— coeficienții unghiulari ai celor două drepte sînt egali.

Termenul liber al ecuației (6), însumînd efectivul rezistențelor mecanice, se va abate de la valoarea reală cu eroarea aferentă aplicării unei similitudini parțiale.

Pentru determinarea termenului liber al ecuației în apă pe baza măsurătorilor în aer, se poate utiliza următoarea metodă.

Cînd turația n a curentometrului tinde către zero, cuplul are expresia:

$$C_0 = kd\rho v_0^2 S = k_0 \rho d^3 v_0^2.$$

In această fază a funcționării, considerînd cuplul constant în apă și aer, putem scrie:

$$C_0 = k_0 \rho_1 d^3 v_{01}^2 = k_0 \rho_2 d^3 v_{02}^2$$

de unde:

$$\frac{v_{01}}{v_{02}} = \sqrt{\frac{\rho_2}{\rho_1}}, \tag{7}$$

în care ρ = masa specifică a fluidului.

Relația (7) e valabilă și pentru termenii liberi a_1 și a_2, dacă admitem aceeași repartiție a vitezelor consumate în rezistențe hidraulice și mecanice, pentru apă și aer.

Așadar, calculăm pe a_1 cu formula:

$$a_1 = a_2 \sqrt{\frac{\rho_2}{\rho_1}}. \tag{8}$$

In concluzie, ramura asimptotică a caracteristicii în aer se poate transforma în porțiunea rectilinie a diagramei de funcționare în apă, după relațiile:

$$v_1 = a_1 + b_1 n = a_2 \sqrt{\frac{\rho_2}{\rho_1}} + b_2 n. \tag{9}$$

Ecuația (9) constituie soluția problemei de similitudine pentru funcționarea în medii diferite a curentometrelor hidraulice moderne, la care porțiunea rectilinie a caracteristicii cuprinde aproape întreg intervalul de utilizare.

Partea experimentală a lucrării, confirmă această soluție a analizei dimensionale, în cazul unui curentometru I. P. T., construit în laboratorul de mașini hidraulice al institutului, prin compararea rezultatelor obținute în apă și aer.

Rezultatele măsurătorilor, înregistrate în tabela 1 și 2 și reprezentate grafic în fig. 4 se pot sintetiza în ecuațiile:

$$v_1 = 0{,}03 + 0{,}243n \quad \text{în apă} \tag{10}$$

$$v_2 = 1{,}20 + 0{,}243n \quad \text{în aer} \tag{11}$$

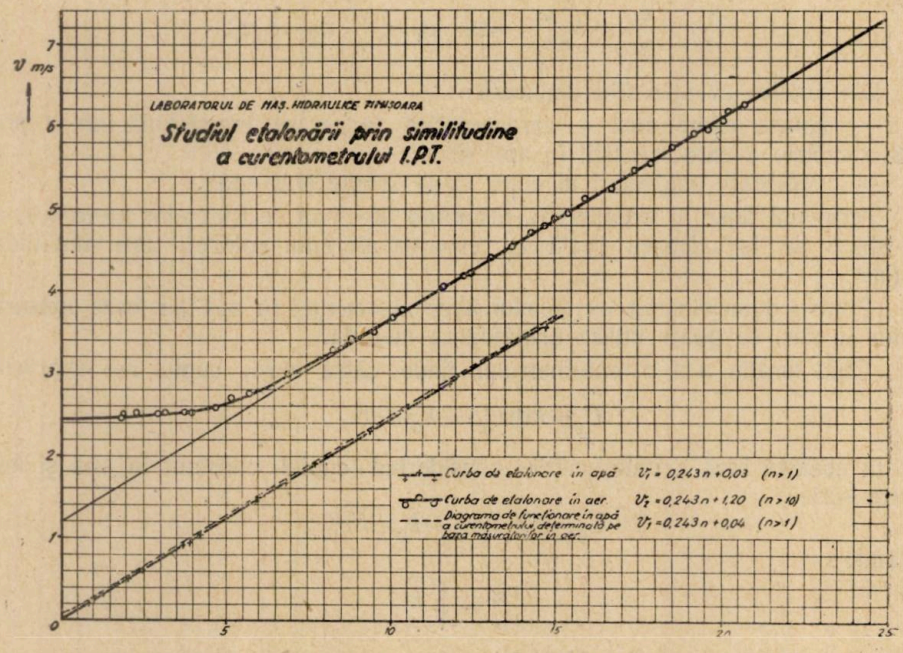


Fig. 4. Curbele de funcționare în apă și aer a curentometrului I. P. T.

$v_1 = 0{,}04 + 0{,}243n$ transformata ecuaţiei în aer, valabilă în apă. (12)

Diferenţa de 0,01 m/s între termenii liberi ai ecuaţiilor (10) şi (12), e cuprinsă în intervalul erorilor de măsură (3).

Tabela 1

Etalonarea în aer

Nr.	*n* rot/s	*V* m/s	Nr.	*n* rot/s	*V* m/s	Nr.	*n* rot/s	*V* m/s
1	1,91	2,52	13	9,50	3,50	25	15,88	5,12
2	3,15	2,52	14	10,07	3,68	26	16,70	5,26
3	2,29	2,53	15	10,35	3,77	27	17,40	5,46
4	3,96	2,53	16	11,63	4,06	28	17,92	5,56
5	1,90	2,5	17	12,26	4,20	29	18,52	5,74
6	1,92	2,5	18	12,44	4,22	30	19,20	5,88
7	4,70	2,6	19	13,10	4,40	31	19,65	5,94
8	5,20	2,71	20	13,72	4,54	32	20,07	6,05
9	5,75	2,75	21	14,30	4,72	33	20,26	6,16
10	6,92	2,98	22	14,75	4,80	34	20,70	6,25
11	8,26	3,23	23	15,04	4,88	35	21,70	6,61
12	8,84	3,40	24	15,40	4,94	36	21,80	6,83

$t_{aer} = 9{,}5°C$; $t_{alcool} = 9{,}25°C$; $p_{at} = 1008$ mb.

$\rho_{aer} = 0{,}1258 \frac{kgs^2}{m^4} \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho_2}} = 28{,}6.$

Tabela 2

Etalonarea în apă

Nr.	*V* m/s	*n* rot/s	Nr..	*V* m/s	*n* rot/s	Nr.	*V* m/s	*n* rot/s
1	0,220	0,828	7	0,924	3,73	13	1,924	7,78
2	0,230	0,86	8	0,958	3,82	14	2,050	8,36
3	0,347	1,32	9	1,043	4,20	15	2,310	9,39
4	0,441	1,71	10	1,465	5,93	16	2,550	10,37
5	0,531	2,10	11	1,480	5,98	17	2,890	11,80
6	0,627	2,48	12	1,905	7,73			

$t_{apă} = 10°C$; $p_{at} = 1010$ mb ; $\rho_{apă} = 102 \frac{kgs^2}{m^4}$.

CONCLUZII

Pe baza studiului şi a încercărilor efectuate în lucrarea de faţă, putem trage următoarele concluzii:

1. Etalonarea prin similitudine a curentometrelor hidraulice, pentru ramura asimptotică a caracteristicii, e posibilă.

2. Montajul experimental pentru efectuarea măsurătorilor în aer, va fi bine studiat din punctul de vedere al erorilor. Este de recomandat ca eroarea absolută maximă la determinarea vitezei în aer să nu depăşească 0,3÷0,4 m/s.

3. Metoda se recomandă în special pentru reetalonarea curentometrelor hidraulice. Această operaţiune, frecventă şi de mare importanţă în tehnica măsurilor hidraulice, se poate executa în bune condiţiuni de preciziune şi economie, pe baza cunoaşterii calitative a caracteristicii iniţiale.

BIBLIOGRAFIE

1. Dr. ing. L. A. Ott, *Theorie und konstantenbestimmung des hydrometrischen Flügels*, Berlin, Julius Springer, 1925.
2. I. L. Povh, *Modelirovanie ghidravliceschih turbin v vozduşnih potokah*, Gosenergoizdat 1955.
3. Prof. ing. Victor Gheorghiu, Calculul erorilor în utilizarea curentometrelor, Buletinul I. P. T., vol. I, 1956.

CONTRIBUTIONS AU PROBLÉME DE L'ÉTALONNAGE DES MOULINETS PAR LA MÉTHODE DE LA SIMILITUDE

(RÉSUMÉ)

On étudie, par voie théorique et expérimentale, la similitude dynamique d'un moulinet dont on suppose le fonctionnement en différents fluides.

Par les résultats obtenus on apporte une contribution au problème du réétalonnage des moulinets dans l'air, en base de la connaissance qualitative de la caractéristique initiale dans l'eau.

ДОПОЛНЕНИЯ К УСТАНОВЛЕНИЮ ГОДРАВЛИЧЕСКИХ ИЗМЕРИТЕЛЕЙ С ПОМОЩЬЮ МЕТОДА СРАВНЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе изучается с теоретической и экспериментальной точек зрения динамическое подобие гидравлического измерителя, в предположении его работы в различных флюидах.

Согласно полученным результатам вносятся дополнения в вопрос выбора стандартного гидравлического измерителя в воздухе, на основании качественной характеристики установленной для воды.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONTRIBUŢII LA STUDIUL ALAMURILOR SPECIALE

DE

MIRCEA RAŢIU

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

1. O problemă de actualitate pentru industria ţării o constituie reducerea consumului de staniu prin introducerea unor aliaje de înlocuire cu proprietăţi corespunzătoare. In urmărirea acestei înlocuiri a bronzurilor cu staniu, s-a ajuns la rezultate deosebit de mulţumitoare prin elaborarea alămurilor speciale, aliaje cupru-zinc cu adausuri minime de alte metale.

Alămurile speciale, denumite şi alămuri de mare rezistenţă, prezintă proprietăţi mecanice superioare — rezistenţa mecanică, duritate, rezistenţă la uzură, tenacitate — şi totodată permit o prelucrare bună prin forjare şi aşchiere. Importanţa economică a realizării unui aliaj forjabil se evidenţează în special la fabricarea pieselor în serie (bucşe, armături, cuzineţi, etc.) prin forjare în matriţă.

2. La elaborarea alămurilor speciale s-a căutat să se obţină o structură cristalină corespunzătoare cerinţelor de rezistenţă mecanică şi uzinabilitate la cald. Din examinarea structurilor prezentate de aliajele cupru-zinc, a rezultat că numai prezenţa reţelelor cristaline cubice cu volum centrat — cristalele β — asigură prelucrarea la cald. Structuri cu cristale mixte ($\alpha+\beta$) apar la concentraţii de zinc mai mari de 38%. La aliajele cu conţinut mai redus de zinc, reţeaua cristalină este cubică cu feţe centrate, — cristale α — structură care nu se pretează la prelucrări la cald şi reclamă un uzinaj exclusiv la rece (presare) [1, 2].

3. Prezenţa unor metale, ca elemente de adaos în aliajele de cupru-zinc, tinde să formeze, în general, cristale mixte. Influenţa metalelor de adaos pentru structura alămurilor se apreciază în metalurgie pe baza coeficienţilor de echivalenţă preconizaţi de Guillet — tabela 1 —, care indică în ce proporţie adausul poate înlocui zincul. Singurul metal cu o influenţă contrară este nichelul, — cu coeficient negativ în tabela 1 —, care imprimă o tendinţă de formare a structurii cu cristale α [2].

Tabela 1

Coeficienții de echivalentă pentru alămuri speciale — după Guillet

Mangan	0,5	Staniu	2,0	Siliciu	10,0
Fier	0,9	Magneziu . . .	2,0	Nichel	— 1,4
Plumb.	1,0	Aluminiu . . .	6,0		

Pe baza studierii influenței diferitelor adause, s-a ajuns la preconizarea compoziției generale a unor alămuri cu cristale ($\alpha+\beta$) care să asigure o bună comportare la solicitările mecanice și totodată să permită prelucrarea prin forjare. Această grupă de alămuri este cunoscută sub denumirea de alămuri speciale, sau alămuri de mare rezistență, cu proprietăți foarte apropiate de proprietățile bronzurilor.

Compoziția chimică generală a alămurilor speciale cuprinde

Cu	Pb	Mn	Fe	Al	Ni	Si	Sn	Zn
55—60%	0,5—2%	0,5—2%	1—2%	0,1—1,5%	0—0,8%	0—4%	0—0,8%	rest

Conținutul total de adause trebuie să fie sub 8%. Compozițiile chimice ale unor alămuri speciale uzuale sînt trecute în tabela 2 [2].

Tabela 2

Compoziții chimice pentru alămuri speciale

Nr. crt.	Compoziția chimică în %								σ_r	δ_5
	Cu	Zn	Al	Fe	Sn	Mn	Ni	Pb	kgf/mm²	%
1	55,84	39,53	1,17	1,47	1,60	0,39	—	—	53,50	33
2	55,49	41,81	0,69	0,93	0,56	0,22	—	0,30	59,20	20
3	55,10	41,89	0,24	0,84	0,77	0,36	0,28	0,52	63,30	21,5

4. Proprietățile mecanice ale alămurilor speciale se majorează considerabil în urma efectuării operațiilor de forjare la cald sub rezerva ca să nu se provoace condițiile critice de recristalizare — temperatura, gradul de deformare. In practică acest deziderat se realizează prin o forjare rapidă, evitîndu-se răcirea metalului și menținerea unui grad de deformare sub 1 : 3, pentru o operație.

Creșterea proprietăților mecanice în funcție de modul de prelucrare aplicat reiese din tabela 3 [2].

Tabela 3

Influența prelucrării asupra proprietăților mecanice ale alămurilor speciale

		Turnat	Presat	Forjat
Rezistența la rupere (la tracțiune) .	kgf/mm²	38—70	45—70	45—70
Limita la curgere	kgf/mm²	12—40	15—32	32—60
Alungirea $L_0=5\,d_0$	%	36—10	30—10	36—10

Trebuie să se remarce faptul că rezistenţa mecanică se mai menţine destul de ridicată — pînă la temperaturi de 500°C; la 500°C, alămurile speciale au o rezistenţă la rupere de 20 kgf/m².

5. O cercetare sistematică asupra unor alămuri speciale, forjabile, s-a efectuat la Laboratorul de Rezistenţă şi Incercări de Materiale de la Facultatea de Mecanică a Institutului Politehnic Timişoara. S-a examinat o alamă specială cu adaus de fier elaborată de o turnătorie din Timişoara.

Compoziţia chimică a alamei speciale studiate a fost:

$$\text{Cu } 56-58\% \quad \text{Zn } 42{,}8-40{,}6\% \quad \text{Fe } 1{,}2-1{,}4\%$$

Elaborarea acestui aliaj nu necesită condiţii speciale ci se pretează situaţiei tuturor turnătoriilor de me ale neferoase de o capacitate medie, atît din punct de vedere al materiei brute, de obicei deşeuri, cît şi în ceea ce priveşte instalaţia necesară, cuptoare cu oale de grafit. Se reclamă numai o deosebită atenţie la urmărirea tuturor operaţiilor (sortarea materiilor brute, topirea şi turnarea).

Metalele de adaus care de obicei au puncte de fuziune ridicate, nu pot fi introduse direct ci doar prin intermediul unor prealiaje cu zinc sau cupru (cuprumangan, fero-cupru, fero-zinc, etc.) la care se asigură o dizolvare completă. Prealiajele se elaborează de turnătoria respectivă, care va elabora şi alama specială.

6. Pentru examinarea comportării aliajului elaborat s-au executat din partea laboratorului o serie de încercări, expuse în cele ce urmează.

Controlul forjabilităţii aliajului s-a efectuat asupra unei bare cu un diametru de ∅25 mm. şi 150 mm. lungime. După turnarea barei în formă s-a aşteptat răcirea ei pînă la apariţia culorii roşu-portocaliu şi apoi s-au executat la un capăt forjări alternative de subţiere şi lărgire. Rezultatul unei asemenea încercări asupra aliajului menţionat se remarcă în fotografia probei din figura 1. Nu se identifică nici un fel de crăpături la marginile probei.

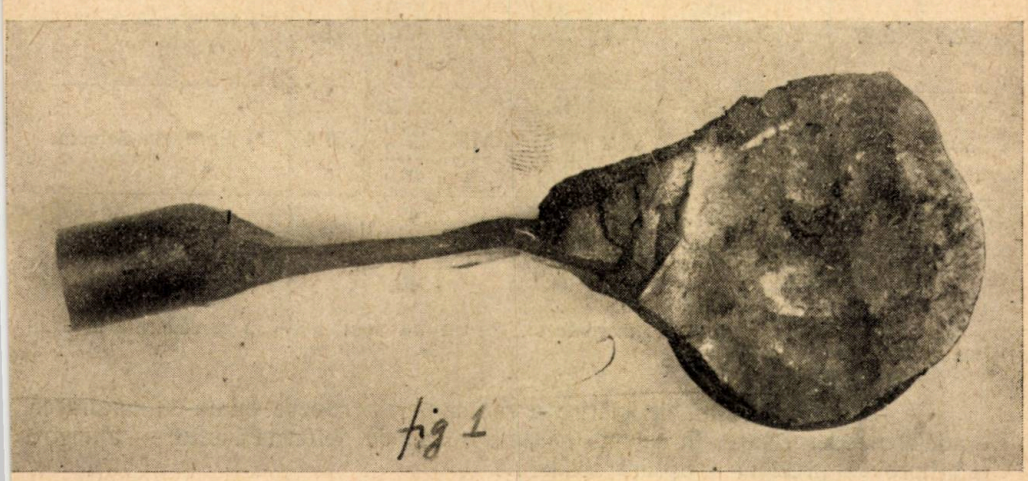


Fig. 1. Probă de forjare

Proprietățile mecanice ale probelor încercate la tracțiune, după o forjare prealabilă la un raport de reducere a secțiunilor de cca 1:3 la o singură încălzire, sînt trecute în tabela 4. Încercările s-au efectuat asupra unor epruvete proporționale lungi cu diametrul ⌀10 mm. S-a determinat totodată și modulul de elasticitate. Rezultatele se prezintă drept media aritmetică a trei încercări pentru fiecare șarjă.

Tabela 4

Proprietățile mecanice ale alamei speciale studiate

Nr. crt.	σ_r kgf/mm²	δ_{10} %	ψ %	E kgf/mm²
1	42,0	30,0	37,7	840.000
2	47,8	27,5	36,3	923.000

Influența gradului de deformare asupra proprietăților mecanice s-a urmărit prin prelevarea unor serii de epruvete dintr-o bară forjată la diferite diametre, în lungul ei (fig. 2). Din diversele porțiuni s-au extras epruvete proporționale scurte cu un diametru ⌀7,8 mm. Rezultatele obținute sînt trecute în tabela 5 și fig. 3.

Tabela 5

Influența gradului de forjare asupra proprietăților mecanice ale alamei studiate

⌀ mm	Gradul de reducere		σ_r		%	δ_5 media	%	χ media	Observații
	d_0/d_i	A_0/A_i	kgf/mm²	media					
22,0	2,17	5,25	40,6 42,2 43,7*	41,4	38,0 35,0 21,7	36,5	37,0 45,1 17,2	41,7	*) Rupere în afară de rupere
30,0	1,66	2,78	35,6* 38,1 39,4 40,2	39,2	19,2 33,5 37,2 33,7	34,8	26,2 35,0 37,2 40,6	37,4	*) Epruvetă defectă
41,0	1.22	1,47	37,8 39,4 37,9 38,3	38,4	38,2 34,2 33,7 34,7	35,2	49,8 34,6 48,3 42,7	43,8	

Observație: Epruvetele marcate cu *) nu au fost luate în considerare la evaluarea mediilor.

Se remarcă tendința de mărire a rezistenței la rupere odată cu majorarea gradului de deformare, în schimb caracteristicile de deformabilitate — alungire și gîtuire — prezintă o ușoară scădere.

* * *

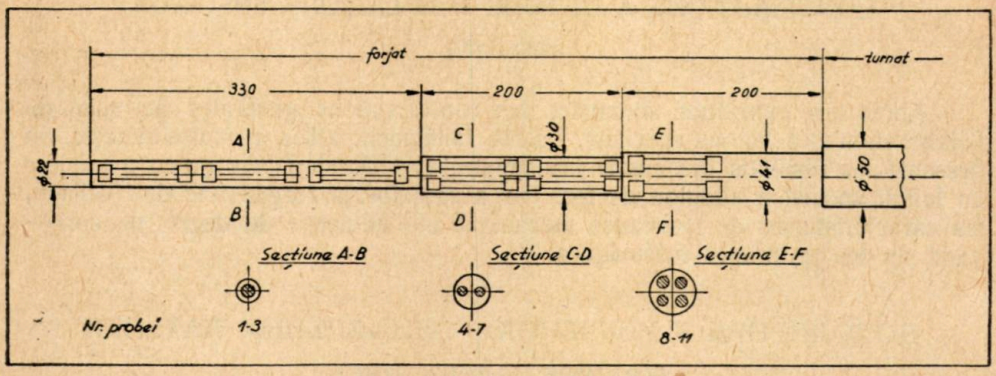


Fig. 2. Prelevarea epruvetelor

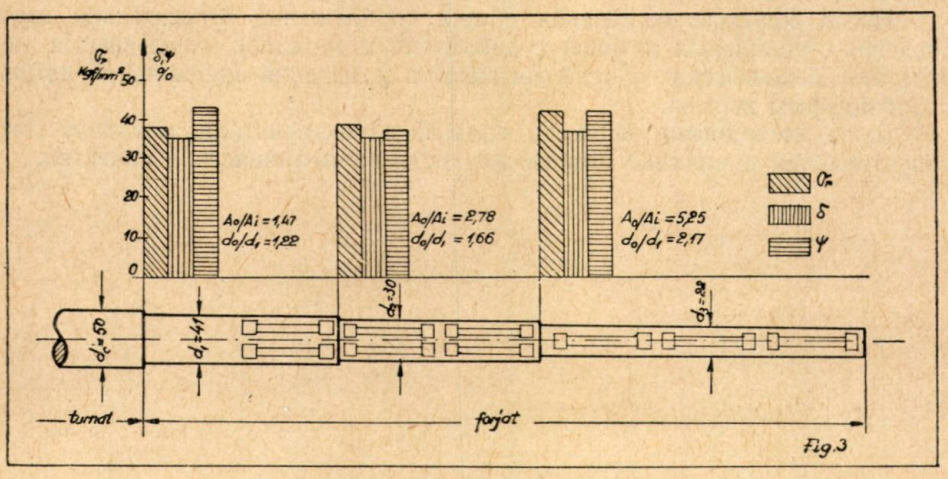


Fig. 3. Proprietățile mecanice ale epruvetelor

Rezultatele obținute la încercarea acestor alămuri speciale a confirmat satisfacerea condițiilor impuse pentru aceste aliaje, atît din punct de vedere a proprietăților mecanice cît și pentru forjabilitate.

Aceste rezultate mulțumitoare, trebuie să constituie un îndemn pentru ca industria în țară să treacă la elaborarea de alămuri speciale pe scară largă în vederea înlocuirii bronzurilor cu staniu. Evident și problema alămurilor speciale mai este susceptibilă de restricții de economii de metale deficitare, întrucît se mai recurge la un conținut ridicat de cupru, totuși ele rezolvă criza de staniu, criza cea mai acută.

BIBLIOGRAFIE

1. Caşcenco G. A., *Bazele metalurgiei fizice* — Ed. Tehnică 1952.
2. Renesse H., *Werkstoffratgeber* — Ed. W. Girardet Essen 1943.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DES LAITONS SPÉCIAUX

(RÉSUMÉ)

Après une exposition sommaire des considérations générales au sujet de l'élaboration des laitons spéciaux, laitons faiblement alliés avec des métaux, on présente les résultats des essais mécaniques et technologiques qu'on a fait sur un laiton spécial à addition de fer. On a examiné la forgeabilité de l'alliage, les caractéristiques de résistance mécanique et l'influence du degré du corroyage sur les propriétés mécaniques.

ДОПОЛНЕНИЯ К ИЗУЧЕНИЮ СПЕЦИАЛЬНЫХ ЛАТУНЕЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

После краткого изложения общих соображений относительно изготовления специальных латуней с добавлением металлов, описываются результаты механических и технологических испытаний специальной латуни с добавлением железа.

Была исследована ковкость сплава, характеристики механического сопротивления и влияние степени ковкости на механические качества.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA FUNCŢIONĂRII POMPEI-BERBEC CU VENTILE DE ŞOC DE DIFERITE CONSTRUCŢII

DE

SISAK ERNEST

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Problema alimentării cu apă a gospodăriilor colective şi fermelor, a irigării, precum şi a folosirii apei la întreprinderi mici şi la băi se poate rezolva — dacă sînt îndeplinite anumite condiţii naturale — printr-o instalaţie de construcţie simplă şi foarte economică în exploatare, cunoscută sub denumirea de berbec hidraulic.

Posibilităţile multiple de utilizare a acestei instalaţii justifică cercetarea organelor ei principale cu scopul de a obţine indicaţii suplimentare pentru proiectarea în diferite condiţii de funcţionare.

In adaptarea funcţionării pompei-berbec la condiţiile date ale amenajării, pe lîngă celelalte elemente, rol hotărîtor are ventilul de şoc şi cel de refulare. Felul ventilelor (ventile disc sau clapete), forma lor constructivă, precum şi reglarea lor sînt elemente asupra cărora se poate acţiona în diferite situaţii cerute de exploatare.

Criteriul obişnuit de apreciere a funcţionării pompei-berbec este curba de variaţie a randamentului η în funcţie de raportul înălţimilor $\frac{H}{h}$.

La pompe-berbec energia utilă este $Q_r \cdot H$, iar cea disponibilă $Q_1 \cdot h$, — Q_r fiind debitul refulat iar Q_1 — debitul trecut prin ventilul de şoc. Raportul lor determină randamentul sub forma:

$$\eta = \frac{Q_r}{Q_1} \cdot \frac{H}{h}.$$

In lucrarea de faţă s-a studiat influenţa a două tipuri de ventile de şoc — disc şi clapetă, asupra funcţionării pompei-berbec, luînd ca bază curba $\eta = f\left(\frac{H}{h}\right)_n$. Schema istalaţiei este dată în fig. 1.

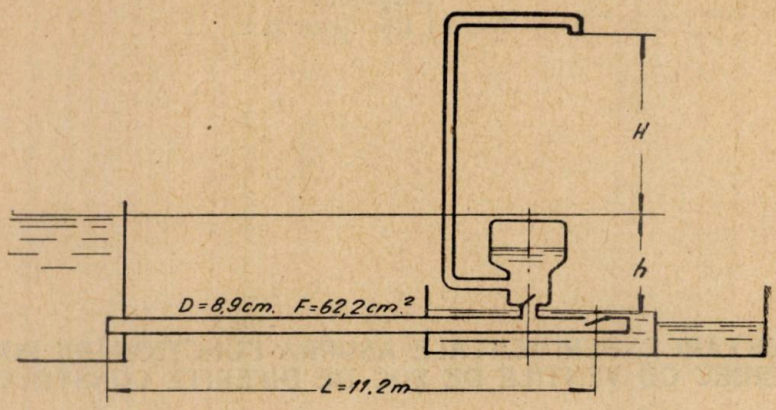


Fig. 1. Schema instalației pentru studiul pompei-berbec

Ventilele studiate sînt arătate în fig. 2 şi 3, dintre care clapeta este mai puţin răspîndită.

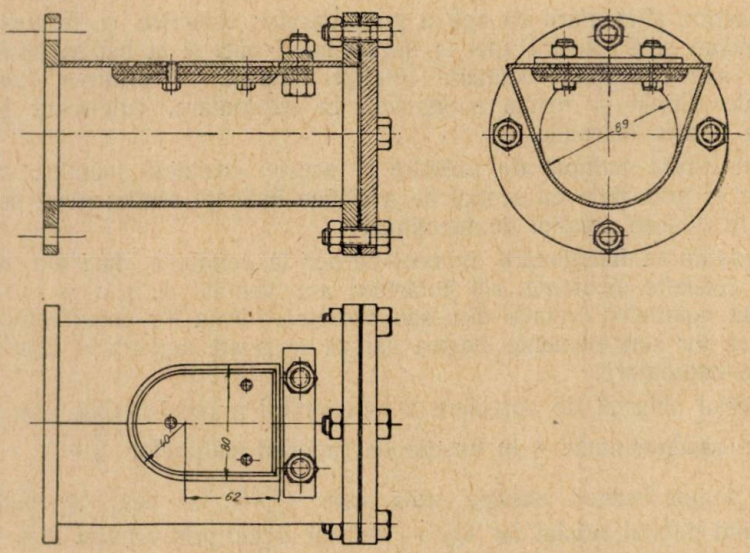


Fig. 2. Ventil-clapetă folosit ca ventil de şoc

Ventilele au fost calculate în aşa fel ca în poziţia de deschidere maximă secţiunea de scurgere prin ventil să fie egală cu secţiunea conductei de aducţiune *F*.

Clapeta a fost studiată la această poziţie de deschidere maximă. Greutatea sub apă a clapetei este de 460 gr.

Ventilul disc s-a studiat în trei cazuri, variind încărcarea la trei valori cu ajutorul unor greutăți așezate pe tija ventilului și cu secțiunea de scurgere în poziție de deschidere maximă reglată la valoarea $F \simeq 62$ cm².

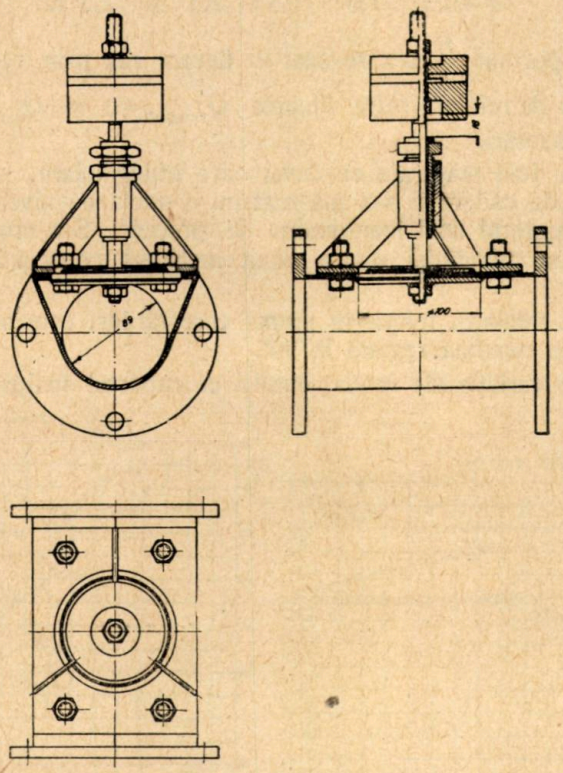


Fig. 3. Ventil-disc folosit ca ventil de șoc

Incărcarea specifică a ventilelor, calculată din greutatea lor G raportată la suprafața discului, respectiv a clapetei —F_0, exprimată în m. col. apă, dată de formula :

$$h_{sp} = \frac{G}{\gamma F_0}$$

are valorile cuprinse în tabelă.

Felul ventilului	Clapeta	Disc		
Cazul studiat	C	D_1	D_2	D_3
Greutatea sub apă a ventilului, gr	460	1015	1498	2003
Greutatea aproximativă, kg	0,5	1,0	1,5	2,0
Incărcarea specifică a ventilului, m. col. apă	0,065	0,107	0,143	0,190

Pentru aceste patru cazuri au fost ridicate curbele $\eta = f\left(\frac{H}{h}\right)$ avînd ca parametru înălţimea activă de cădere cu valorile:

$$h = 0{,}5;\ 1{,}0;\ 1{,}5;\ 2{,}0 \text{ şi } 2{,}5 \text{ m.}$$

Variaţia raportului $\frac{H}{h}$ s-a realizat în fiecare caz prin reglarea robinetului de pe conducta de refulare între limitele $Q_{refulat} = 0$ şi $Q_{ref.\ max.}$, parcurgînd curba în două sensuri.

Debitele au fost măsurate cu deversoare triunghiulare, etalonate în prealabil. Înălţimea de cădere h s-a măsurat cu o sticlă de nivel, iar înălţimea de refulare H cu ajutorul unui manometru de precizie. S-a cronometrat de asemenea şi durata perioadei dintre două închideri consecutive ale ventilului de şoc.

Ventilul de refulare, folosit în timpul cercetărilor, este o clapetă cu poziţia de deschidere maximă reglată la 30°.

Curbele de variaţie ale randamentului cu raportul înălţimilor sînt arătate în fig. 4—8.

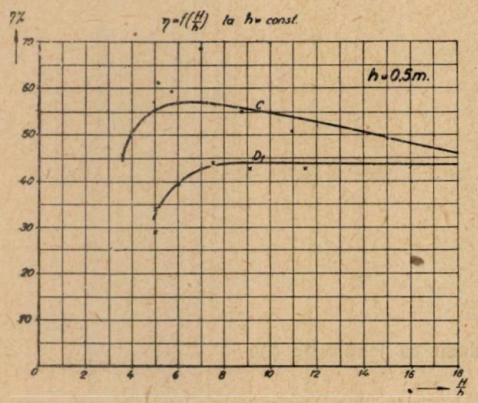


Fig. 4. Curba experimentală de variaţie a randamentului cu raportul înălţimilor la $h = 1{,}5$ m

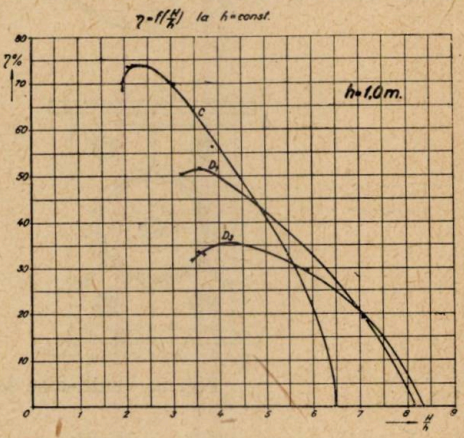


Fig. 5. Curba experimentală de variaţie a randamentului cu raportul înălţimilor la $h = 1{,}0$ m

Pentru fiecare valoare a parametrului h s-au trasat curbele $\eta = f\left(\frac{H}{h}\right)$ pentru cele două tipuri de ventil. La $h = 2{,}5$ m ventilul disc s-a studiat cu trei încărcări, la celelalte înălţimi de cădere h curbele s-au trasat pentru încărcarea din cazul D_1 şi D_3. La $h = 0{,}5$ funcţionarea ventilului disc este posibilă numai la încărcarea cea mai mică D_1.

Analizînd curbele $\eta = f\left(\frac{H}{h}\right)$, la $h = \text{const.}$ constatăm următoarele:

1. Randamentul trece printr-un maximum cînd $\frac{H}{h}$ creşte. La valori mari ale parametrului h, acest maximum nu are loc cînd încărcarea specifică a ventilului este mică.

2. Valoarea maximă a randamentului variază cu încărcarea specifică a ventilului de șoc h_{sp}. La valori mici ale raportului $\frac{H}{h}$, clapeta, avînd încărcarea specifică și masa cea mai mică, lucrează cu randament mai bun. Cu cît însă raportul $\frac{H}{h}$ crește, funcționarea pompei berbec este posibilă numai cu

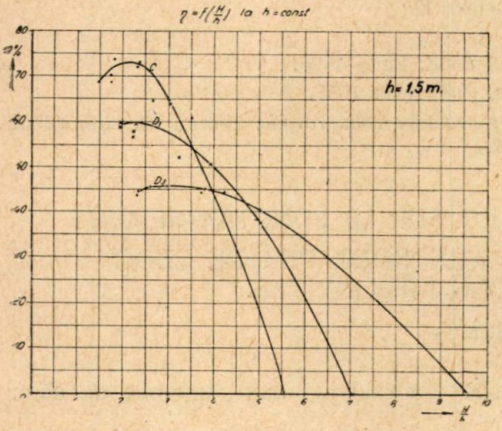


Fig. 6. Curba experimentală de variație a randamentului cu raportul înălțimilor la $h=1{,}5$ m

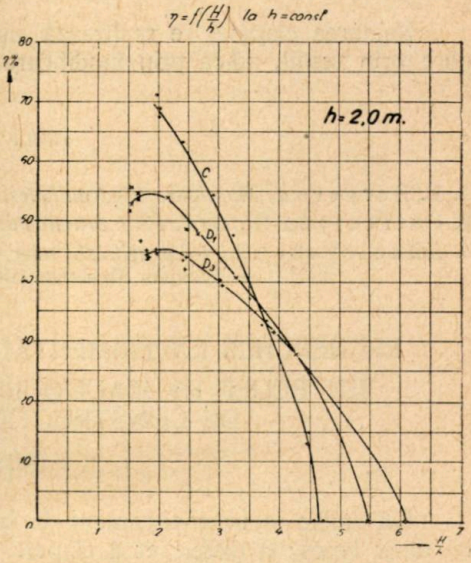


Fig. 7. Curba experimentală de variație a randamentului cu raportul înălțimilor la $h=2{,}0$ m

ventile cu încărcare specifică mai mare, avînd și randamente mai bune. Randamentele maxime obținute în cadrul cercetărilor se pot considera bune (la $h=1{,}0$ m $\eta_{max}=76\%$).

3. Cu creșterea raportului $\frac{H}{h}$ curba $\eta=f\left(\frac{H}{h}\right)$ are pantă mai mare la ventile cu încărcarea specifică mai mică.

Privind curbele obținute, putem deduce modalitatea de a îmbunătăți funcționarea pompei-berbec astfel ca la modificarea raportului $\frac{H}{h}$ ventilul de șoc să dea o curbă $\eta=f\left(\frac{H}{h}\right)$ care să fie înfășurătoarea curbelor C, D_1, D_2 și D_3. Cum pînă la anumite valori ale raportului $\frac{H}{h}$ clapeta dă

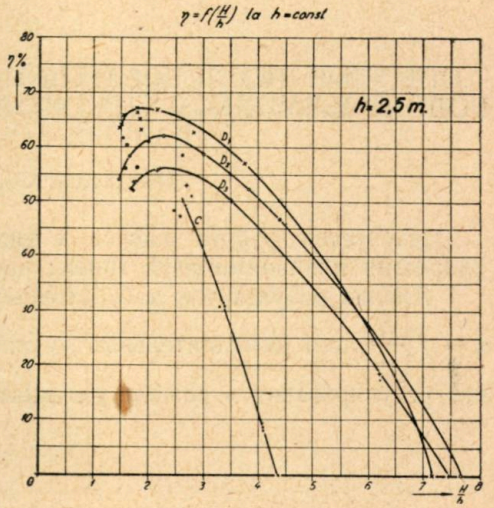


Fig. 8. Curba experimentală de variație a randamentului cu raportul înălțimilor la $h=2{,}5$ m

randamente mai ridicate decît ventilul disc, este indicat a regla clapeta în aşa fel, încît curba ei de randament să treacă deasupra curbelor date de ventilul disc, pe tot intervalul de variaţie a raportului $\frac{H}{h}$.

Reglarea clapetei se realizează uşor prin modificarea secţiunei de scurgere prin ventil, adică prin modificarea unghiului de deschidere α.

BIBLIOGRAFIE

1. L. Bergeron, *Maschines Hydrauliques*, Dunod. Paris 1928.
2. Pattantyús G., *Gyakorlati áramlástan*, Budapesta 1951.
3. Kukolevski I. I., *Ghidravliceski udar v prostom truboprovode.* Sbornik naucinîh rabot MVTU — Bauman Moscova 1949.

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES SUR LE FONCTIONNEMENT DU BÊLIER HYDRAULIQUE AUX SOUPAPES DE CHOC DE CONSTRUCTIONS DIFFÉRENTES.

(RÉSUMÉ)

On étudie le fonctionnement du bêlier hydraulique aux soupapes de choc de deux types: à disque et à clapet.

L'analyse des recherches de laboratoire, en base des courbes $\eta = f\frac{H}{h}$, donne des indications supplémentaires en ce qui concerne le choix du type de soupape et aussi sur son réglage en différentes conditions de fonctionnement.

ОПЫТНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАСОСА С ГИДРАВЛИЧЕСКИМ ВОДОПОДЬЕМНИКОМ СНАБЖЕННЫМ УДАРНЫМИ КЛАПАНАМИ РАЗНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучается работа насоса с гидравлическим водоподьемником и с ударными клапанами двух типов: дисковым и клавищным.

Анализ результатов лабораторных исследований на основании кривых $\eta = f\left(\frac{H}{h}\right)$ дает дополнительные указания для выбора типа клапана и для его регулирования в разных условиях работы.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

STUDIUL PROPRIETĂŢILOR MECANICE ALE FONTELOR CENUŞII ELABORATE IN CUBILOU DIN ŞARJE COMPUSE CU STRUNGITURI DE FONTĂ ŞI OŢEL

DE
SAVII GHEORGHE

UTILIZAREA STRUNGITURILOR DE FONTĂ ŞI OŢEL LA COMPUNEREA ŞARJELOR DE ÎNCĂRCARE ŢA CUBILOURILOR

Utilizarea strungiturilor de fontă şi oţel la compunerea şarjelor de încărcare a cubilourilor nu este o problemă nouă. Oamenii de ştiinţă sovietici au cercetat mult timp această problemă. Cu toate acestea întrebuinţarea strungiturilor în aceste scopuri, pe scară mai largă, a început să fie practicată mai mult în ultimii ani, aceasta pentru faptul că în acest timp s-a simţit mai accentuat lipsa materiei prime pentru cubilouri ca: fonta de primă fuziune, utilizată mai mult la fabricarea oţelului şi fonta veche ce nu poate acoperi cantităţile necesare mereu crescînde.

Procedeul este destul de răspîndit în U. R. S. S. unde s-a studiat aplicarea lui sub diferite forme.

Vom descrie mai jos cîteva din procedeele de întroducere a strungiturilor în cubilou utilizate în Uniunea Sovietică.

Procedeul prin brichetare

Brichetarea se poate face în mai multe feluri. Pentru toate cazurile sînt necesare prese la care să se poată realiza presiuni destul de mari, 500—2000 at.

Brichetarea la rece. Aceasta se poate face cu ajutorul unor prese care pot da presiuni de 2000 at. Strungiturile sînt introdu-se în forme cilindrice sau paralelipipedice de dimensiuni destul de mici, obţinîndu-se brichete de cca 3—6 kg, cu o densitate de cca 5 g/cmc.

Brichetarea la cald. Procedeul constă în trecerea unui curent electric de 60—70 KVA la o tensiune de 7 V, prin strungiturile supuse brichetării, în timp ce sînt supuse unei presiuni de 300—400 at. Sub acţiunea curentului

strungiturile se încălzesc şi chiar la presiuni mai mici se obţin brichete rezistente şi suficient de dense.

Brichetarea cu ajutorul unui liant. Unul din procedee constă în adăugarea unei cantităţi de cca 10% ciment, după care se umezeşte şi se amestecă pînă ce se acoperă strungiturile cu acest liant. Amestecul se introduce în nişte forme dreptunghiulare, se bătătoreşte şi apoi se lasă să se întărească. Se scoate apoi din forme, se aşează în stive timp de 3—4 zile pentru a se usca. Procedeul are dezavantajul că în timpul brichetării se produce oxidarea strungiturilor.

Procedeul prin împachetare

Procedeul constă în împachetarea strungiturilor în cutii de tablă vechi, de volum mic, care apoi se închid cu un capac din acelaşi material. Procedeul are dezavantajul că necesită manoperă multă, are însă avantajul că nu necesită instalaţii de presare.

Introducerea strungiturilor vărsate

Procedeul constă în introducerea strungiturilor vărsate în cubilou. Este procedeul cel mai comod deoarece nu se necesită nici prese şi nici manoperă multă. Procedeul prezintă însă dezavantajul că strungiturile sînt uşor expuse oxidării înainte de a ajunge în zona de topire. De asemenea se produce o ardere mai accentuată a siliciului şi a manganului din strungituri.

Aceste dezavantaje se pot remedia mult prin felul încărcăturii cubiloului. Astfel, acţiunea de oxidare se poate micşora prin provocarea în cubilou a unei atmosfere reductoare. Aceasta se poate realiza prin introducerea unei cantităţi mai mari de cărbune. De preferat este de a se introduce mangal sau cocs de petrol în proporţie de 1%, producînde-se în acest fel o atmosferă mai bogată în CO.

Pentru completarea siliciului se poate introduce în cubilou, fontă silicioasă sau chiar Fe-Si.

INCERCĂRI ŞI REZULTATE

Incercări cu strungituri de fontă

Studiul utilizării strungiturilor la compunerea şarjelor pentru încărcarea cubiloului s-a făcut după procedeul introducerii strungiturilor vărsate, deoarece nu s-a dispus de prese pentru brichetare şi după cum s-a arătat este procedeul care reclamă cea mai mică manoperă.

Incercările s-au făcut la un cubilou cu următoarele caracteristici: $D=800$ mm, $\frac{H}{D}=5{,}6$, fără antecreuzet. Presiunea aerului insuflat 460 mm col. apă.

Scopul încercărilor a fost de a se găsi modalitatea utilizării strungiturilor, ce erau de cele mai multe ori aruncate ca deşeu şi lăsate să se oxideze, pierzîndu-se pînă la urmă.

S-a urmărit de asemenea, să se găsească cea mai potrivită compunere a şarjelor cu strungituri, spre a se realiza un mers normal al cuptorului şi a se obţine o fontă de bună calitate.

Compunerea şarjelor

In tabela 1 sînt arătate în procente componenţa şarjelor cu strungituri de fontă.

După cum se observă din tabelă, procentul de strungituri nu a variat prea mult, pentru a se obţine rezultate cît mai concludente. In literatură se dau exemple de întroduceri de strungituri pînă la 70% din încărcătura cubiloului.

Se mai observă că la încercări a fost utilizată fontă silicioasă. Conţinutul de siliciu în această fontă a fost de 12%.

Tabela 1

Componenţa şarjelor %			
Fontă nouă	Fontă veche	Strungituri fontă	Fontă silicioasă
70	—	25	5
65	—	30	5
25	25	38	12

Analiza chimică făcută la un număr de 18 şarje a arătat o variaţie procentuală a elementelor ce le conţinea în limitele arătate în tabela 2.

In cursul încercărilor nu s-a putut constata felul cum influenţează cantitatea de strungituri compoziţia chimică a fontei, deşi se poate spune în mod sigur că aceasta are influenţă. Pentru a se putea studia însă această influenţă este necesar a se face încercări cu materiale a căror compoziţie chimică să fie dinainte cunoscută.

Tabela 2

Element	Conţinut %
Carbon	2,88 —3,74
Siliciu	2,12 —2,84
Sulf	0,098—0,17
Fosfor	0,22 —0,29
Mangan	0,52 —0,72
C + Si	5,21 —6,20

Incercările făcute nu au urmărit acest scop şi la compunerea şarjelor s-a utilizat material neselecţionat şi foarte diferit.

Din tabela cu analizele chimice se observă o variaţie destul de mare a conţinutului de carbon, siliciu şi sulf.

Pentru procesul de topire s-a întrebuinţat 12% cocs de calitate destul de variată. La încărcătură s-a mai adăugat cocs de petrol în proporţie de 1%.

Temperatura fontei la scurgerea din cubilou a fost cuprinsă între 1200°C şi 1300°C.

PROPRIETĂŢI MECANICE

Incercările mecanice s-au făcut asupra probelor luate din bare turnate separat de dimensiunile: $L=600$ mm şi $D=30$ mm.

Pe baza rezultatelor încercărilor mecanice am clasificat calitatea fontelor obţinute după categoriile date de STAS nr. 568—52.

O repartizare procentuală pe aceste categorii de fonte după felul încercărilor mecanice ne dă o repartiţie reprezentată în histogramele de mai jos.

In figura 1 sînt arătate repartiţiile procentuale pe baza rezultatelor încercărilor la întindere.

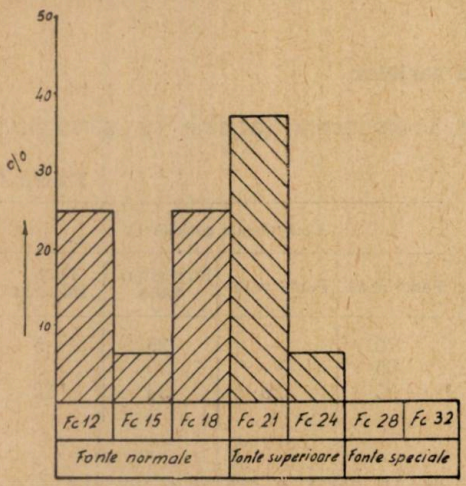


Fig. 1. Repartizarea procentuală a rezultatelor încercărilor la întindere

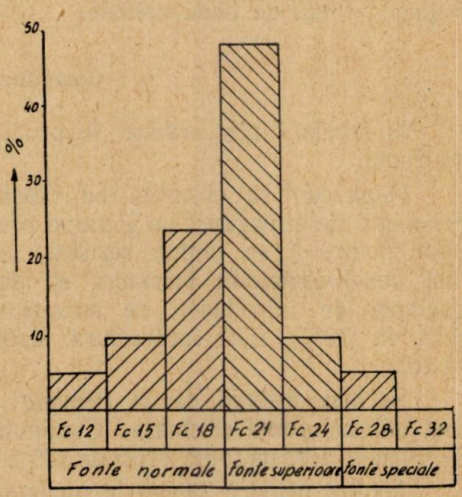


Fig. 2. Repartizarea procentuală a rezultatelor încercărilor la încovoiere

In figura 2 sînt arătate repartiţiile procentuale pe baza rezultatelor obţinute la încercări la încovoere.

In figura 3 sînt arătate repartiţiile procentuale pe baza rezultatelor obţinute la încercările la compresiune.

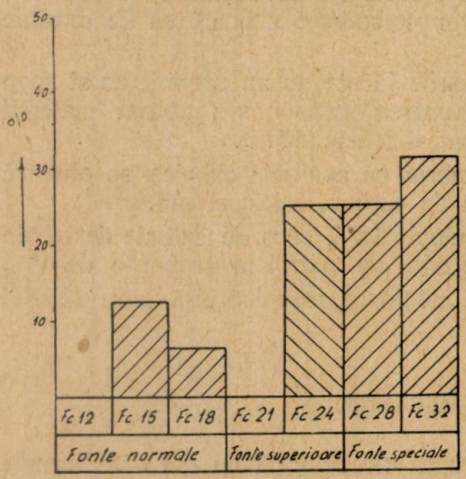


Fig. 3. Repartizarea procentuală a rezultatelor încercărilor la compresiune

Din aceste histograme se poate observa o dispersiune destul de mare a rezultatelor obţinute. Această dispersiune se datoreşte faptului, aşa după cum s-a arătat, că nu s-a urmărit obţinerea unor rezultate excepţionale prin selecţionarea materialelor componente ale şarjelor, ci tocmai s-a urmărit ca prin adăugarea strungiturilor, la şarje obişnuite, să se cunoască în ce măsură şi cum influenţează proprietăţile fontei.

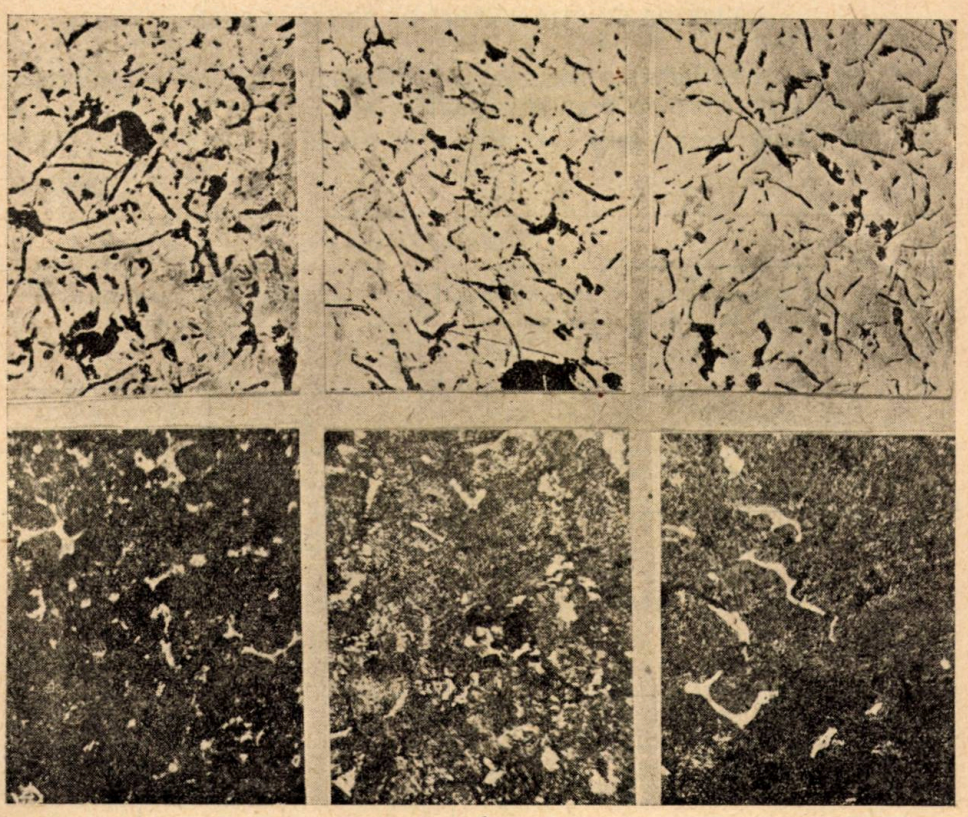
Se poate observa din aceste histograme că în majoritatea cazurilor s-au obţinut fonte de calitate superioară. Aceasta se observă mai ales la rezultatele încercărilor la încovoiere şi compresiune.

Trebuie să mai arătăm că în mod obişnuit la încercările fontelor obţinute din materiale neselecţionate, fără strungituri, fontele se clasifică în categoriile Fc 12 şi Fc 15.

STRUCTURA

In figura 4 sînt date microfotografiile structurilor a cîte o probă din acelea care au dat rezultate la încercările mecanice destul de diferite.

Figura 4*a* reprezintă microstructura fontei la care s-a obținut cea mai mică rezistență la întindere, 13 kg/mmp, la compresiune 60,95 kg/mmp și cea mai mică duritate 153 kg/cmp.



a *b* *c*

Fig. 4

Rezultatele minime se datoresc faptului că incluziunile de grafit au o repartiție destul de neuniformă și grosolană, pe lîngă aceasta în structură se găsesc oxizi. Eutecticul fosforos este destul de mult.

Figura 4*b* reprezintă microstructura fontei la care s-au obținut rezultate bune. Rezistența la întindere 20,3 kg/mmp, la încovoiere 39,0 kg/mmp, și la compresiune 88,54 kg/mmp. Duritatea Brinell 200 kg/cmp.

Din figură se observă un conținut mai mic de grafit, o repartiție mai uniformă a grafitului. Structura de bază perlitică. Eutecticul fosforos destul de uniform repartizat.

Figura 4*c* reprezintă microstructura fontei la care s-a obţinut cele mai bune rezultate. Rezistenţa la întindere 23 kg/mmp, la încovoiere 42,84 kg/mmp, la compresiune 93,11 kg/mmp. Duritatea Brinell 200 kg/cmp.

La această fontă incluziunile de grafit sînt ceva mai uniform repartizate cu lamele fin dispersate. Structura de bază perlitică. Eutecticul fosforos neuniform repartizat.

INCERCĂRI CU STRUNGITURI DE FONTĂ ŞI OŢEL

Pentru a vedea influenţa adausului de strungituri de oţel, s-au făcut cîteva încercări cu şarje compuse şi cu strungituri de oţel.

Compunerea acestor şarje este arătată în tabela 3

Tabela 3

Şarja	Componenţa şarjelor %			
	Fontă nouă	Strungituri fontă	Strungituri oţel	Fontă silicioasă
S_7	50	30	15	5
S_8	67	—	30	3
S_{10}	57	—	40	3
S_{11}	45	30	20	5

Analiza chimică a acestor şarje este dată în tabela 4

Tabela 4

Şarja	%					
	C	Si	S	P	Mn	C+Si
S_7	2,65	2,29	0,12	0,26	0,56	4,94
S_8	3,38	2,18	0,108	0,27	0,66	5,56
S_{10}	2,76	1,92	0,113	0,26	0,53	4,68
S_{11}	2,96	2,12	0,098	—	0,64	5,08

Se observă din această tabelă că aceste fonte se caracterizează printr-un conţinut redus de carbon.

Caracteristicile mecanice obţinute la aceste fonte sînt date în tabela 5.

Tabela 5

Şarja	Intindere kg/mmp	Incovoiere kg/mmp	Compresiune kg/mmp	Duritate kg/cmp
S_7	27,21	44,30	115,76	248
S_8	20,0	41,90	85,56	197
S_{10}	24,36	41,52	104,73	225
S_{11}	22,31	37,30	96,68	216

După cîte se observă la aceste încercări s-au obţinut rezultate superioare în ceea ce priveşte proprietăţile mecanice, ceea ce denotă că prin introducerea strungiturilor de oţel se îmbunătăţeşte mai mult calitatea fontei obţinute.

In figura 5 sînt date microfotografiile structurilor la probele S_7 şi S_{10}. Se observă o repartiţie mai fină şi mai uniformă a incluziunilor de grafit, avînd chiar uşoare tendinţe de reapartizare în cuiburi.

Structura de bază este perlitică. Eutecticul fosforos neuniform repartizat.

Influenţa adausului de strungituri asupra procesului de topire şi de turnare

Prin introducerea strungiturilor în şarjele de încărcare a cubiloului, timpul de topire se prelungeşte. Creşterea timpului este determinată de cantitatea de strungituri introduse în cuptor.

Influenţa asupra creşterii timpului de topire mai are şi calitatea cocsului şi felul cum se conduce procesul de topire.

Pentru încărcătura cu 50% strungituri, creşterea timpului, la utilizarea unui cocs de calitate medie, a fost de 15%. La utilizarea unui cocs inferior la încărcarea cu numai 30% strungituri, creşterea a fost de 25%.

O deosebită importanţă în această privinţă o are menţinerea nivelului coloanei de material din cubilou. O scădere a acestui nivel provoacă prelungirea timpului de topire şi în acelaşi timp o scădere a temperaturei fontei lichide.

Temperatura fontei lichide obţinută prin introducerea strungiturilor a indicat o scădere cuprinsă între 30°C şi 70°C.

Cantitatea de zgură ce se produce în acest caz este mai mare.

Analizînd pierderile prin ardere s-a constatat de asemenea o creştere faţă de încărcăturile fără strungituri. Astfel, dacă la încărăcturile fără strungituri sau constatat pierderi între 5 şi 10%, la încărcăturile cu strungituri aceste pierderi au ajuns la 15%.

La turnare s-a constatat o vîscozitate mai mare a fontei, ceea ce se poate explica prin conţinutul mai mare de sulf. Sulful este mai uşor absorbit din cocs, deoarece avem o suprafaţă mai mare de contact.

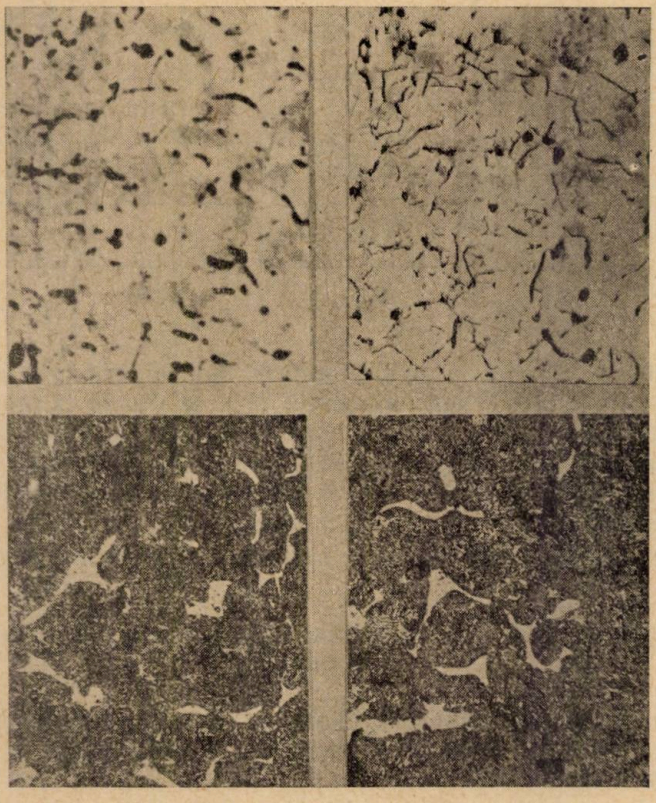


Fig. 5

Din fonta obţinută s-au turnat diferite piese, Intre acestea s-au turnat şi piese pentru armatură. Supuse la încercări aceste piese au dat rezultate bune.

Macrostructura de rupere a prezentat grăunţi foarte fini.

CONCLUZII

Utilizarea strungiturilor de fontă şi oţel la încărcătura cubilourilor este de recomandat, recuperîndu-se în acest fel un material care de cele mai multe ori se pierde, dacă nu total dar cel puţin 50%, fie prin oxidare fie prin aceea că nu se colectează ci se aruncă.

Adausul de strungituri în cubilou, pînă la 50% se poate face fără nici o măsură specială.

Se recomandă totuși ca la introducerea strungiturilor să se reducă cu cca 25% din greutatea șarjelor ce se întrebuințează în mod obișnuit.

Să se adauge o cantitate mai mare de cocs sau cocs de petrol, pentru a se forma în cubilou o atmosferă bogată în CO. Dacă se adaugă 1% peste procentul normal de combustibil este suficient.

La încărcătură să se adauge fontă silicioasă sau Fe-Si, pentru a se completa siliciul care arde în cuptor și care lipsește din strungituri. Adausul va fi în funcție de calitatea pieselor ce urmează să fie turnate.

Incărcătura cubiloului cu șarje cu strungituri să se facă după ce cubiloul a fost bine încălzit.

Pentru mersul normal al cubiloului trebuie să se supravegheze ca nivelul coloanei de material să nu scadă.

Strungiturile întrebuințate să nu fie oxidate, ceea ce duce la obținerea unor fonte de calitate inferioară și la îngreunarea mersului cuptorului.

Fontele obținute prin adausul de strungituri au o calitate mai bună, strungiturile având efectul unui modificator.

Prin utilizarea strungiturilor se realizează economii, acestea fiind un material ieftin și ușor de obținut.

BIBLIOGRAFIE:

1. Ghirșovici I. G., *Turnarea Fontei*, Editura Tehnică, 1952.
2. Axenov P. N., *Turnătoriile*, Editura CFR, 1949.

L'ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES FONTES GRISES ÉLABORÉES DANS LE CUBILOT AVEC DES CHARGES COMPRENANT DES COPEAUX DE FONTE OU D'ACIER.

(RÉSUMÉ)

On a posé le problème de l'emploi des copeaux de fonte et d'acier, en absence d'une fonte de première fusion et d'une fonte à réutiliser, dans le cubilot, pour le coulage des pièces.

On étudie les propriétés mécaniques et la structure des fontes élaborées dans le cubilot avec des charges comprenant des copeaux de fonte et d'acier et on donne les mesures prises à la refusion des charges.

Par l'emploi des copeaux, matériau à bon marché et facile à procurer, on réalise une grande économie de fonte et on contribue à la diminution des dépenses du coulage ainsi qu'à la réalisation du plan de production.

ИЗУЧЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СЕРЫХ ЧУГУНОВ ПРОИЗВЕДЕННЫХ В ВАГРАНКАХ ИЗ ШИХТЫ СОСТОЯЩЕЙ ИЗ ЧУГУННЫХ И СТАЛЬНЫХ СТРУЖЕК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В виду недостатка чугуна первого литья и старого чугуна для вагранок, был поднят вопрос использования чугунных и стальных стружек для литья. Изучаются механические и структурные свойства чугунов полученных в вагранках из шихт состоящих из чугунных и стальных стружек а также мероприятия при переплавке шихт.

Используя стружки — дешевый материал, который легко найти, можно произвести значительную экономию чугуна и сократить расходы по отливке, облегчив выполнение производственного плана.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

REGULATOR AUTOMAT DE VITEZĂ PENTRU TURBINELE HIDRAULICE, EXECUTAT IN R. P. R.

DE

A. BĂRGLĂZAN, membru coresp. al acad. R. P. R., O. TURICU şi AL. BITANG

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

La turbinele hidraulice pe lîngă problema permanentă a îmbunătăţirii randamentului, respectiv a reducerii pierderilor din timpul transformării energiei, se pune tot aşa de pregnant problema reglării acestor maşini şi mai ales a îmbunătăţirii condiţiunilor de reglare, pentru a face faţă celor mai mari exigenţe, cari se cer astăzi agregatelor energetice. Dacă în direcţia randamentului s-au atins rezultate destul de bune datorită faptului că problema este bine conturată, în cazul reglării au mai rămas probleme deschise datorită aspectului multiplu şi complex al acestei probleme.

Un sistem de reglare bine conceput prin multiplele funcţiuni pe care le are, aduce reale servicii în oricare instalaţie fie producătoare sau consumatoare de energie.

Intr-o uzină producătoare de energie, respectiv într-o uzină hidro-electrică poate îndeplini cu uşurinţă următoarele misiuni principale:

— menţinerea turaţiei constante în limite dorite;
— repartizarea încărcării pe unităţi după dorinţă.
— limitarea deschiderii statorului (pentru buna funcţionare a unei centrale pe firul apei);
— limitarea suprapresiunilor şi depresiunilor din conducta forţată şi alte părţi ale turbinei;
— automatizarea completă a unei centrale hidroelectrice.

Rezultă deci, că un astfel de sistem de reglare este absolut indispensabil în oricare uzină producătoare de energie.

Cum în ultimul timp s-au construit în ţara noastră agregate hidroelectrice, turbine hidraulice şi generatori electrici de putere medie (4000, 2000, 790 C. P.) s-a pus problema construirii a unor sisteme de reglare corespunzătoare.

Astfel un colectiv, din care fac parte şi autorii acestui articol, au studiat, proiectat şi realizat în cadrul Uzinelor Reşiţa un sistem de reglare corespunzător, care să facă faţă în cele mai bune condiţiuni tuturor cerinţelor indicate mai sus, şi cu posibilitatea de executare cu mijloace proprii.

Trebuie menţionat că reprezintă prima realizare în ţară a unui sistem de reglaj pentru turbine hidraulice şi că soluţia dată prezintă o parte originală cu un domeniu foarte larg de utilizare în privinţa centralelor hidroelectrice.

Cu ocazia realizării la noi în ţară la Reşiţa a unor turbine de tipul Francis de 1500 CP, s-a ridicat această problemă a studierii şi realizării unui sistem de reglare potrivit acestui tip de turbină.

Din considerente ale situaţiei locale, caracteristicile cunoscute ale turbinei şi ale reţelei electrice, au rezultat următoarele caracteristici pentru sistemul de reglare:

— Lucrul mecanic $A=400$ kgm;

— Timpul de închidere $T=3$ secunde;

— Gradul de neregularitate permanent (statismul) $\Delta_s=0\sim6\%$ (reglabil);

— Gradul de insensibilitate $\varepsilon=0{,}5\%$;

— Limitator de deschidere.

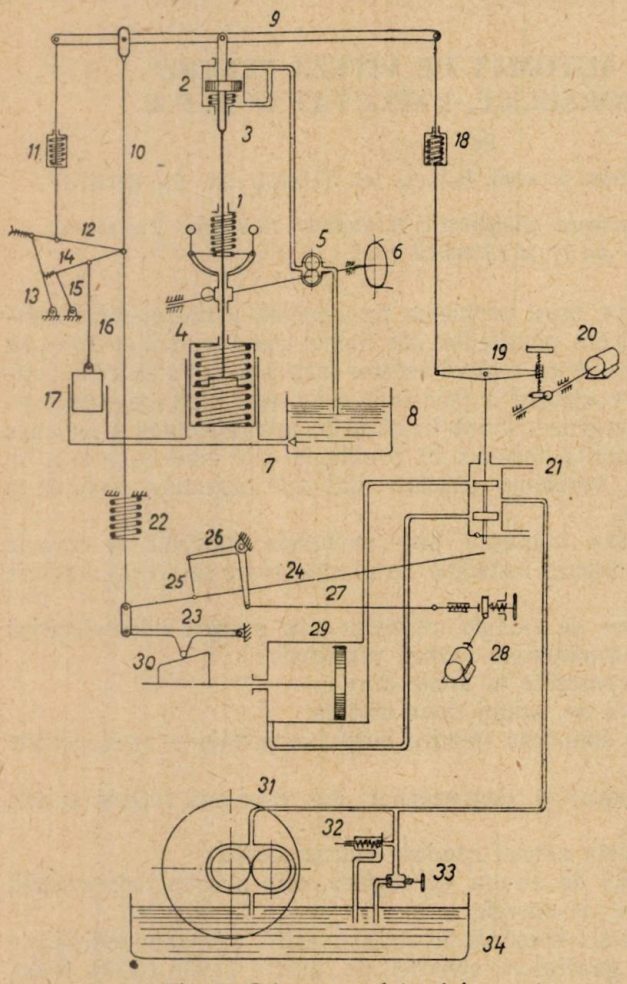
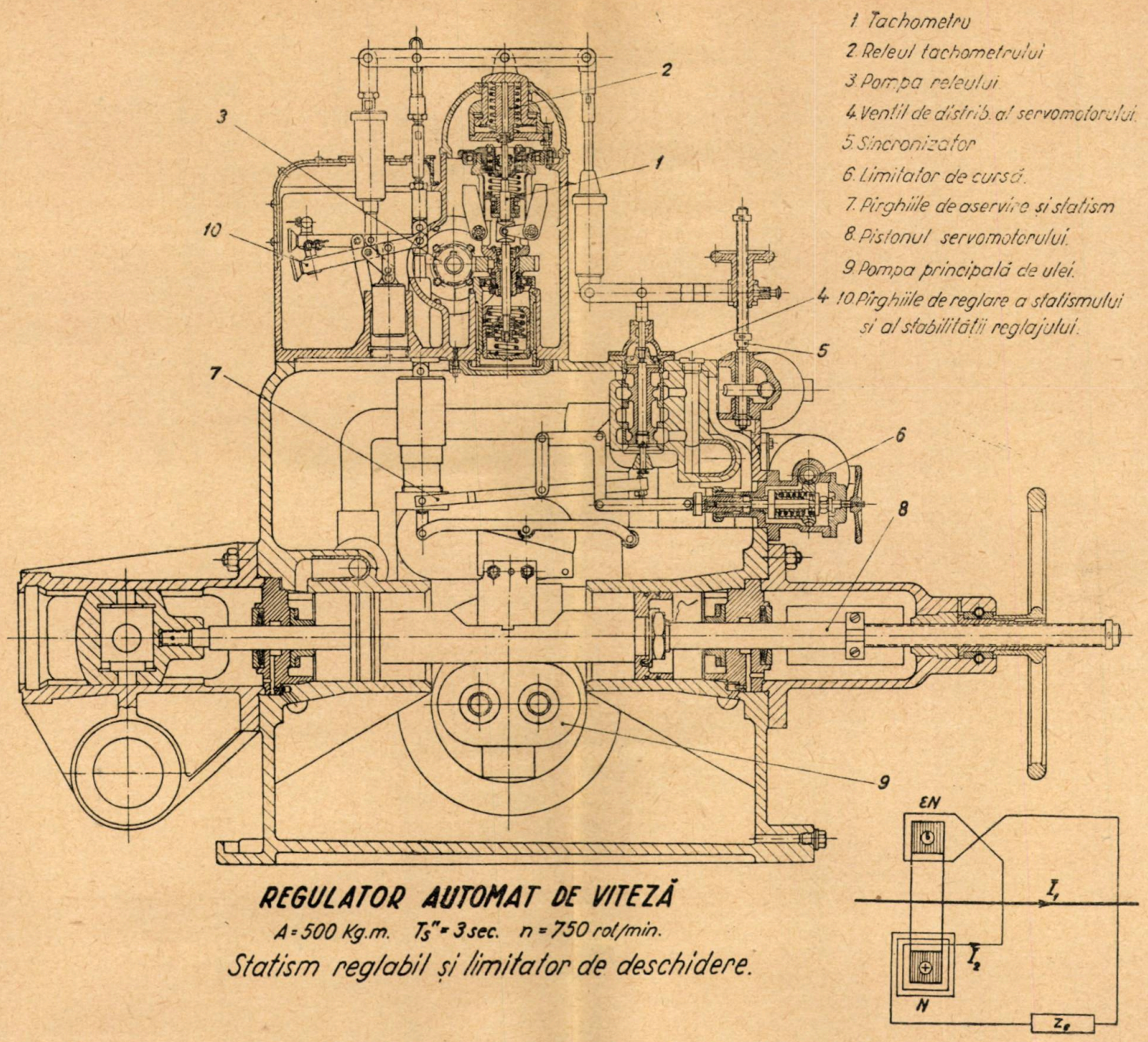


Fig. 1. Schema regulatorului

Avînd în vedere planul de electrificare a ţării şi deci necesitatea de construire în viitor a diferite mărimi de regulatoare de turaţie, s-a prevăzut acoperirea domeniului de la 100 kgm la 1400 kgm printr-o gamă de 4 tipuri de servomotoare, păstrînd maximul posibil de subansamble neschimbate,

Regulatorul proiectat de $A=400$ kgm a fost prevăzut pentru acoperirea domeniului de la 250 la 500 kgm prin variaţia presiunii uleiului debitat de pompa principală. La proiectarea subansamblelor acestuia s-a ţinut cont de posibilitatea utilizării unora dintre ele la toate tipurile preconizate.

Mergînd pe principiul folosirii unei construcţii cît mai simple care să realizeze însă condiţiile impuse, s-a adaptat tipul de regulator cu circulaţia continuă, hidrodinamele reprezentat schematic în fig. 1 (circuit de ulei sub presiune).



REGULATOR AUTOMAT DE VITEZĂ

$A = 500$ Kg.m. $T_s'' = 3$ sec. $n = 750$ rot/min.

Statism reglabil și limitator de deschidere.

Fig. 2. Secțiune longitudinală prin regulatorul de 400 kgm.

Capul tachometrului realizat ca un ansamblu aparte cuprinzînd poziţiile *1* la *18* din schemă, a fost prevăzut pentru utilizare fără nici o modificare la toate tipurile de regulatoare.

Se compune dintr-un tachometru centrifugal *1*, de tipul cu resort axial, cu două greutăţi. Sensibilitatea este asigurată prin înlocuirea frecării de alunecare cu frecare de rostogolire.

In acest scop toate articulaţiile şi ghidajele sînt prevăzute cu rulmenţi cu bile.

In partea inferioară a tijei mobile a regulatorului, este montat pistonul cataract *4* ce culisează într-un cilindru al cărui spaţiu de uleiu comunică cu un alt cilindru în care alunecă un piston *17*, legat de sistemul de pîrghii de aservire al regulatorului.

Acest mecanism are rolul de stabilizator în procesul dinamic al reglajului. Efectul de stabilizare se obţine prin mărirea momentană a gradului de neregularitate al tachometrului prin adăugarea tensiunii suplimentare a resoartelor cataractului (*4*) peste tensiunea arcului normal al tachometrului.

Efectul puternic de stabilizare obţinut în acest fel permite mersul izodrom al regulatorului (grad de neregularitate zero).

Timpul de izodromare adică perioada în care se resimte efectul cataractului, deci regulatorul lucrează cu grad de neregularitate mărit, poate fi reglat prin variaţia deschiderii spaţiului de legătură între cilindrii *4* şi *17*, cu un robinet *7*.

Mişcarea pistonului *17* este asigurată de cama de aservire (*30*) a servomotorului principal, prin intermediul pîrghiei *23*, a tijei *10* şi a unui sistem de pîrghie *14*, *15*, *16* cu raport de transmisie reglabil, în vederea posibilităţii de schimbare a efectului de stabilizare.

Mişcările tijei tachometrului sînt urmărite exact de releul hidraulic *2*. Aceasta are ca scop să transmită cu o putere mult amplificată mişcarea tijei regulatorului, pîrghiilor de legătură, *9*, etc., astfel ca eforturile necesare pentru deplasarea pîrghiilor să nu influenţeze sensibilitatea tachometrului respectiv a regulatorului.

Alimentarea cu ulei a releului se face de la o pompă cu roţi dinţate *5*, aşezată pe aceeaşi axă cu roata de antrenare a tachometrului, antrenată prin şaiba de curea *6*.

Pentru siguranţă, în cazul căderii curelei de antrenare a tachometrului, releul *2* este prevăzut cu un arc *3*, ce asigură ridicarea pîrghiei *9*, respectiv închiderea servomotorului în cazul că pompa *5* nu debitează.

Sistemul de pîrghii *9*, *12*, *13*, *23* şi tijele elastice *11*, *18*, fac legătura între regulatorul centrifugal, sertarul de distribuţie al servomotorului *21* şi deplasarea servomotorului formînd sistemul de pîrghii de aservire, care stabilesc şi gradul de neregularitate statică al grupului (statismul). Prin schimbarea raportului de transmisie a pîrghiei *12*, gradul de neregularitate statică poate fi variat între 0 (reglaj izodrom) şi 6%. Pentru îmbunătăţirea stabilităţii la mers în gol, gradul de neregularitate statică este majorat prin preluarea readucerii direct de tija *10*, ce acţionează în acest caz în mod nemijlocit asupra pîrghiei *9*.

Restul poziţiilor arătate în fig. 1, formează un alt ansamblu constructiv aparte, diferit ca mărime pentru cele 4 tipuri de regulatoare prevăzute, fiind însă principial identice. In cadrul aceluiaşi tip forţa servomotorului se modifică prin variaţia presiunii de ulei a pompei principale *31*.

Servomotorul propriu zis *29*, este organul de producere a forţei de acţionare. Mişcarea rectilinie a servomotorului este transformată de un mecanism cu cap de cruce şi manivelă, în mişcare rotativă necesară acţionării aparatului director al turbinei. In partea opusă capului de cruce se găseşte roata de mînă, care prin deplasarea manuală a pistonului servomotorului cu ajutorul unui şurub de forţă serveşte la pornirea şi oprirea turbinei (fig. 2).

Distribuţia uleiului sub presiune pe cele două feţe ale servomotorului după necesităţile momentane este asigurată de săltarul *21*. Acesta este comandat prin pîrghia *9*, de capul tachometru.

Poziţia punctului fix al pîrghiei *19* este reglabilă manual sau electric prin intermediul mecanismului *20*, în scopul posibilităţii de schimbare a turaţiei (sincronizator) respectiv al sarcinii, la mers paralel.

Uleiul sub presiune necesar servomotorului este debitat de pompa principală *31*, pe circuitul căreia sînt montate, ventilul *32* de reglaj al presiunii şi robinetul *33* de scurtcircuitare. Timpul de închidere al servomotorului fiind determinat de debitul pompei de uleiu *31*, poate fi modificat prin modificarea turaţiei pompei.

Pe tija pistonului servomotorului este fixată cama *30*, care prin intermediul pîrghiei *23*, ţinută pe camă de resortul *22*, şi a tijei *10* transmite mişcarea servomatorului, pîrghiilor de aservire a tachometrului.

Pentru limitarea deschiderii servomotorului, s-a prevăzut pîrghia *24*, care la o anumită poziţie a servomotorului, reglabilă prin mecanismul *28*, şi pîr-

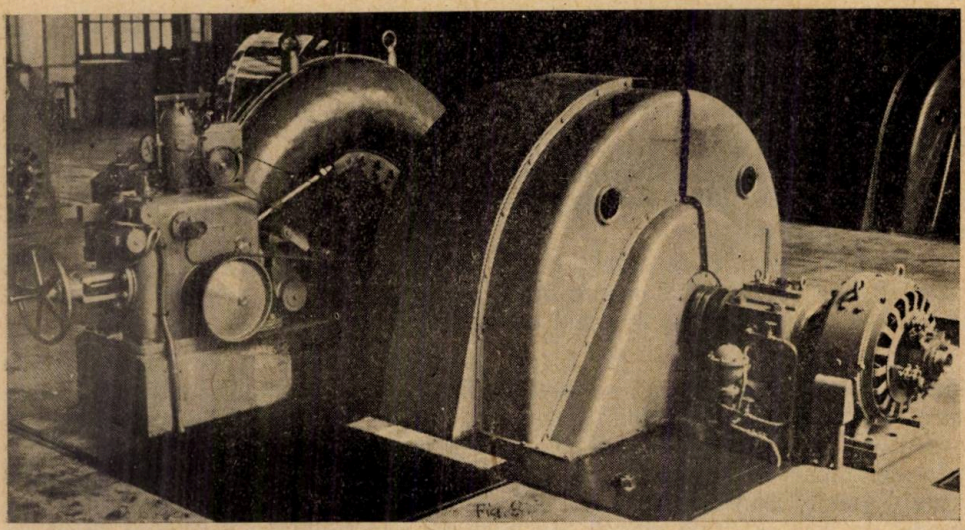


Fig. 3. Regulatorul de 400 kgm montat în centrală

ghiile *25*, *26*, *27*, nu mai permite, deplasarea în jos a sertarului *21*, blocînd astfel mişcarea spre deschidere.

Din secţiunea longitudinală prin regulatorul de 400 kw arătată în fig. 2, se poate vedea realizarea practică, în concordanţă cu premizele şi schema arătată. Primele regulatoare de acest tip echipează agregatele cu turbina Francis de 1500 CP 750 rot/min din centrala hidroelectrică „Crăinicel", prima centrală hidroelectrică de putere medie executată în întregime în ţară.

Rezultatele obţinute la probele de funcţionare şi în exploatare demonstrează reuşita şi buna funcţionare a regulatorului. La mersul în gol al agregatului regulatorul menţine turaţia, permiţînd punerea în paralel fără nici o dificultate.

Din cerinţele exploatării gradul de neregularitate permanent a fost reglat la $6^0/_0$.

Din probele executate la staţie, la unul din grupuri, dăm în continuare rezultatul încercărilor mai principale.

La probele de garanţie a reglării s-a obţinut la descărcarea din sarcină plină variaţia maximă de turaţie $20{,}5^0/_0$, şi variaţia maximă de presiune $25^0/_0$, ceea ce denotă buna funcţionare, valorile fiind în limitele prevăzute.

Dăm în tabel rezultatele obţinute la aceste probe de garanţie, la descărcări de la diferite sarcini şi în fig. 4 curbele de garanţie teoretică şi experimentale.

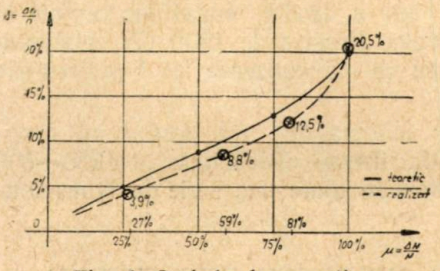


Fig. 4. Curbele de garanţie

Nr. crt.	Incărcarea procentual	Variaţia de turaţie	Variaţia de presiune	Timpul de închidere
—	$\mu = \frac{N}{N_{max}} 100$	$\nu = \frac{n_{max} - n_0}{n_0} 100$	$\frac{\Delta H}{H_0} 100$	T_s
1	27	3,9	9,4	1,8
2	59	8,8	17,6	2
3	81	12,5	18	2,5
4	100	20,5	25	3

Pentru a ilustra condiţiile de stabilitate în care lucrează regulatorul, dăm în fig. 5 una din tachogramele ridicate cu ocazia acestor probe.

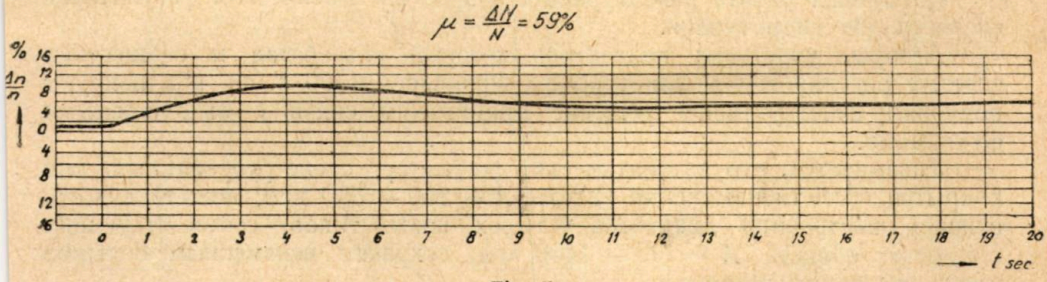


Fig. 5

Din această tachogramă răzultă că revenirea la turaţie de mers în gol şi mersul în gol în continuare se face fără oscilaţii, ceea ce denotă buna stabilitate a regulatorului.

De la punerea în funcţiune în cursul anului 1954 şi pînă în prezent, regulatoarele funcţionează în perfecte condiţiuni.

Menţionăm că la „Laboratorul de maşini hidraulice Jucovsky, de la Institutul politehnic Timişoara" s-a montat un astfel de regulator, în vederea măsurătărilor complete şi al studiilor şi cercetărilor pentru perfecţionarea întregului sistem de reglare — aceste cercetări fiind în curs de execuţie.

Electrificarea ţării pe bază de căderi de apă ridică problema realizării în cele mai bune condiţiuni în ţară la noi a tuturor părţilor mecanice dintr-o centrală hidroelectrică. Turbinele hidraulice de toate tipurile şi mărimi executate pînă acum în ţară şi realizarea sistemului de reglare descris asigură posibilităţile realizării pe viitor în ţară la noi a tuturor acestor agregate.

RÉGULATEUR AUTOMATIQUE DE VITESSE POUR LES TURBINES HYDRAULIQUES EXÉCUTÉES DANS LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

(RÉSUMÉ)

Le travail s'occupe du problème du régulateur automatique de vitesse pour turbines hydrauliques.

Les auteurs, appartenant au collectif qui a étudié, établi les projets et réalisé un système de réglage pour une turbine Francis de 1500 CV, analysent en détail la solution constructive adoptée en ce qui concerne les fonctions que ce système remplit.

On montre que ce type de régulateur automatique est destiné au fonctionnement dans le domaine de variation du travail mécanique $A = 250 - 500$ kgm et peut servir de base à la construction de toute une série de types nouveaux ($A = 100 - 14000$ kgm).

АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР СКОРОСТИ ДЛЯ ТУРБИН СКОНСТРУИРОВАННЫХ В Р. Н. Р.

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Настоящая работа рассматривает вопрос автоматических регуляторов скорости для гидротурбин.

Авторы, участники коллектива который разработал и осуществил систему регулирования для турбины Фрэнсис в 1500 л. с., анализируют подробно конструктивное решение принятое в связи с выполняемыми функциями.

Указывается, что автоматический регулятор, сконструированный для покрытия области изменения работы $A = 250 - 500$ кгм, может служить основой построения диапазона четырех новых типов, соответствующих покрытию области $A = 100 - 1400$ кгм, сохраняя неизменным большое число частичных устройств.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

STRUCTURA INIŢIALĂ CA FACTOR ÎN PROCESUL DE CĂLIRE LA OŢELURILE INDIGENE DE SCULE

DE

CRISTODORESCU GH. şi BAGIU LUCIAN

In procesul tratamentului termic, în special la călire apar crăpături care fac piesele neutilizabile. In industrie, azi se pune mare accent pe determinarea cauzelor de apariţie a acestor crăpături.

După numeroase cercetări, s-a ajuns la concluzia că în procesul de călire, crăpăturile ar fi cauzate de tensiunile ce apar în straturile exterioare ale pieselor. Se ştie că vitezele de răcire, compoziţia chimică, temperatura de încălzire la călire, conductibilitatea termică, precum şi forma pieselor au o influenţă asupra formării crăpăturilor.

In procesul de formare al crăpăturilor joacă un rol foarte mare structura iniţială a oţelului, deoarece de aceasta depinde creşterea grăuntelui şi gradul de saturaţie a austenitei în carbon.

In urma cercetărilor făcute s-a constatat că vitezele de formare a grăuntelui, de austenită din perlită se determină prin viteza de creştere a grăuntelui adică prin viteza de cristalizare, în timp ce viteza de formare a grăuntelui de perlită din austenită depinde, în primul rînd, de viteza de formare a centrelor de cristalizare secundară, adică de numărul centrelor de cristalizare ce se formează în unitatea de timp. De asemeni s-a mai constatat că viteza de creştere a grăuntelui de austenită şi perlită rămîne constatată în timp, iar numărul centrelor se măreşte cu timpul la anumite temperaturi.

Viteza de formare a austenitei din perlită depinde de distanţa dintre lamelele de cementită, a amestecului ferito-cementitic, sau de mărimea globulelor de cementită precum şi de mărimea grăuntelui de perlită.

In fig. 1 este reprezentată influenţa structurii iniţiale asupra vitezei de formare a austenitei din perlită a unui oţel eutectoidic la diferite temperaturi: *I* şi *I'* începutul şi sfîrşitul transformării perlitei lamelare; *II* şi *II'* începutul şi sfîrşitul transformării perlitei globulare (după Pakomow).

Lucrarea de faţă are ca scop studiul influenţei structurii iniţiale, asupra apariţiei crăpăturilor, la oţelurile de scule, în procesul de călire.

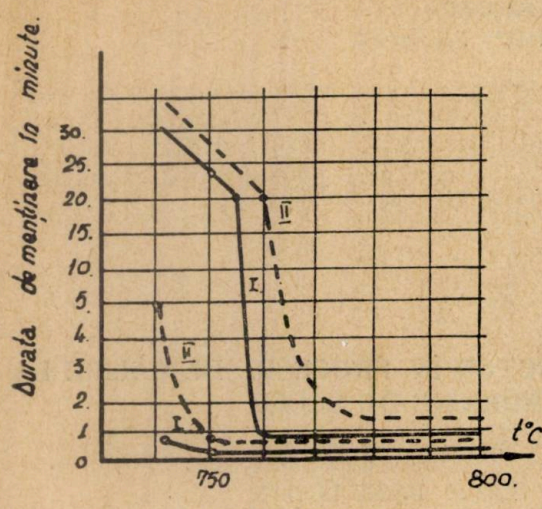


Fig. 1

TRATAMENTUL TERMIC PENTRU OBŢINEREA STRUCTURII INIŢIALE

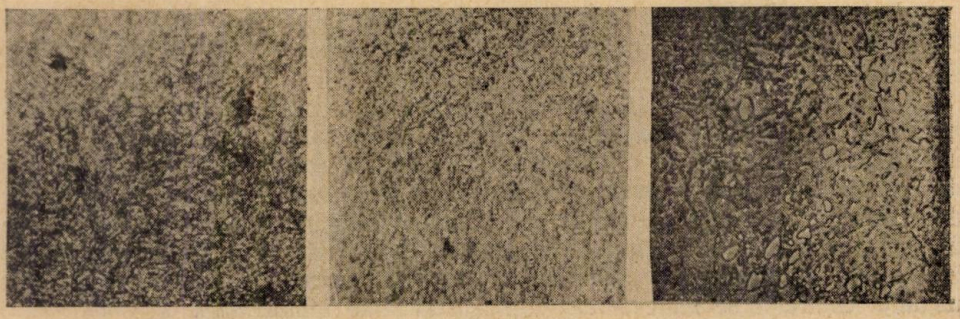
Cercetările s-au făcut mai ales la oţelul de scule cu următoarea compoziţie chimică: C = 1%; Si = 0,2; Mn = 0,3; Ni = 0,08; V = 0,02.

Probele din oţel cu ∅ 18 şi lungimea 13—15 mm au fost supuse la un tratament termic pentru a se obţine trei structuri globulare, trei lamelare şi trei structuri mixte.

I. Pentru obţinerea structurilor globulare s-a procedat în modul următor:

a) *Structura globulară fină* a fost obţinută printr-o încălzire a oţelului la 780°, răcire în apă şi revenire la temperatura de 600°. Prin acest tratament s-a putut obţine globule de cementită de dimensiuni mici.

b) *Structura globulară mijlocie* s-a obţinut printr-o călire ca în cazul precedent a), o încălzire pînă la temperatura de transformare şi o pendulare, apoi o menţinere de 2 ore la 700° (fig. 2).



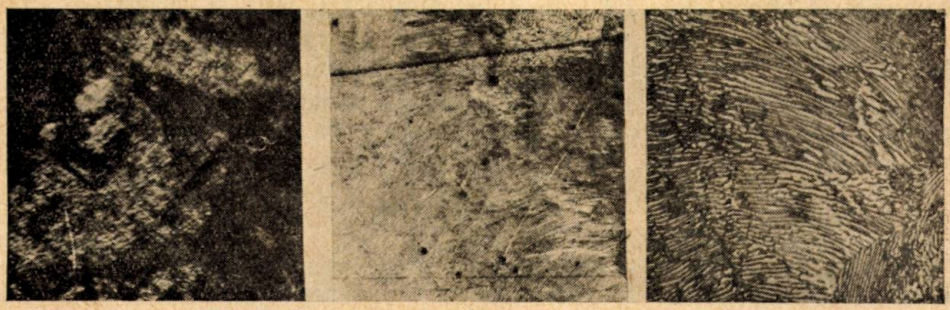
a *b* *c*

Fig. 2. *a*) Structură globulară fină; *b*) Structură globulară mijlocie; *c*) Structură globulară mare.

c) *Structura globulară mare* se poate obţine procedînd ca în cazul precedent (b), însă menţinerea la 700° timp de 6 ore.

II. *Structura lamelară.* S-a constatat de cercetătorii sovietici, că o structură lamelară pentru cazul unui oţel cu 0,8—1,1% C, deşi punctele critice variază între 723—735, totuşi numai după o încălzire cu viteză normală la o

temperatură peste 950°, o menținere de cel puțin 60 minute la această temperatură și o răcire lentă, duce la obținerea unei structuri perlitice lamelare (fig. 3).



a *b* *c*

Fig. 3. *a*) Structură lamelară fină; *b*) Structură lamelară mijlocie; *c*) Structură lamelară mare.

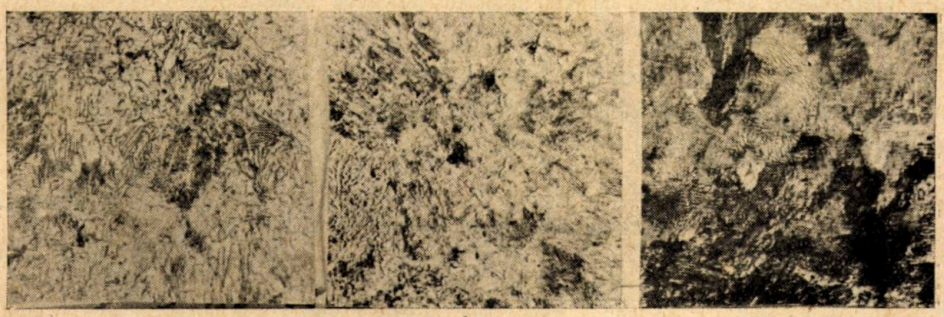
Astfel, încălzirea s-a făcut la 960° cu o menținere de 20 minute pentru a nu rămîne urme de cementită globulară, austenita să fie omogenă și fără nuclee, care ar favoriza formarea cementitei globulare, încît austenita să se transforme în perlită lamelară.

Dacă viteza de răcire a oțelului, de la temperatura de 960°, este diferită, se poate obține permita lamelară cu o distanță diferită între lamelele de cementită.

Pentru obținerea unei structuri lamelare cu un grad de dispersie diferit s-a procedat astfel:

a) lamele fine viteza de răcire 240°/ oră;
b) lamele mijlocii viteza de răcire 120°/oră;
c) lamele mari viteza de răcire 60°/oră.

III. *Structura mixtă*. Dacă încălzirea se face în intervalul de temperatură 760—950° a oțelului cu structură inițială de cementită globulară mijlocie și o menținere la această temperatură se obțin structuri mixte (fig. 4).



a *b* *c*

Fig. 4. *a*) Structura mixtă 10% globular 90% lamelar; *b*) Structura mixtă 60% globular 40% lamelar; *c*) Structura mixtă 90% globular 10% lamelar.

Pentru obţinerea structurii mixte se poate proceda în felul următor:

a) Incălzirea la 940°, menţinere 20 minute şi răcire lentă. La un astfel de tratament se obţine circa 10% cementită lamelară şi 90% globulară.

b) Incălzirea la 940°, menţinere 30 minute, cu răcire lentă se poate obţine 40% cementită lamelară şi 60% cementită globulară.

c) Incălzirea la 940°, menţinere 50 minute permite mărirea cementitei din perlita lamelară la 90%, iar cea globulară scade la 10%.

Forma epruvetelor

Forma epruvetelor s-a ales în aşa fel ca repartizarea tensiunilor să fie neuniformă, încît să se formeze cele mai favorabile condiţii de apariţie a crăpăturilor.

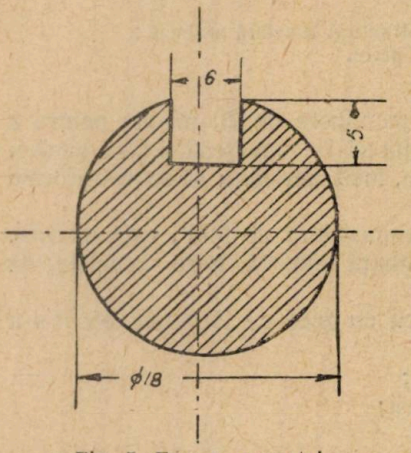


Fig. 5. Forma epruvetei

Astfel pentru a avea o înclinare mare spre formarea crăpăturilor s-a ales epruveta cu diametrul 18 mm cu un canal de 6 mm lăţime şi 5 mm adîncime (fig. 5).

Călirea epruvetelor cu structură lamelară

Epruvetele au fost încălzite într-un cuptor electric la temperaturi diferite începînd de la 760° pînă la temperatura la care călirea a provocat apariţia crăpăturilor prin răcirea în apă.

Intervalele de temperaturi s-au luat de 40° pînă la temperatura de apariţie a crăpăturilor, în jurul căreia intervalul s-a micşorat la 20° şi chiar 10°.

Temperatura apei de călire s-a luat 15—16° pentru a avea cazul cel mai avantajos la apariţia crăpăturilor.

Cercetările s-au făcut cu trei structuri perlitice lamelare cu distanţe diferite între lamelele cementitei: mare 0,5 μ, mijlocie 0,4 μ şi fină 0,3 μ.

In tabela 1 sînt date rezultatele cercetărilor practice asupra formării crăpăturilor în funcţie de structura iniţială perlitică în cazul unei căliri la diferite temperaturi începînd de la 760°.

Tabela 1

Structura iniţială: lamelară fină

Nr. probei	29	21	2	22	23	24	25	27	26
Temperatura de călire .	760	780	800	810	820	830	840	850	870
Crăpături	nu	nu	nu	nu	da	da	da	da	da
Duritatea H_{RC}	66	66,5	66,5	66	65	64,5	64	63	62,5

Structura inițială: lamelară mijlocie

Nr. probei	3	31	32	33	34	35	36	37	38
Temperatura de călire . .	760	780	800	810	820	830	840	850	870
Crăpături	nu	nu	nu	nu	un	da	da	da	da
Duritate H_{RC}		65	66,4	65,8	64	62	61		

Structura inițială: lamelară mare

Nr. probei	4	41	42	43	44	45	46	47	48	49
Temperatura de călire	760	770	780	790	800	810	820	830	840	850
Crăpături	nu	nu	nu	nu	nu	nu	nu	nu	nu	da
Duritate H_{RC}	66	65,5	65	65	64,5	64	63	62	61	58

In urma cercetărilor practice făcute în laborator s-au constatat următoarele:

Oțelul cu o structură lamelară fină este mai expus apariției crăpăturilor decît cel cu distanța între lamele mai mari. Astfel la oțelul cu distanța între lamele mică au apărut crăpături la temperatura de 820° în timp ce la oțelul cu distanța între lamele mare, crăpăturile au apărut de la 880°.

In concluzie, se poate spune că, atunci cînd se cunoaște distanța dintre lamelele de cementită este posibilă determinarea temperaturii de călire la care se poate observa apariția crăpăturilor.

Posibilitatea de încălzire la diferite temperaturi este în strînsă legătură cu viteza de transformare a perlitei în austenită și a creșterii grăunților de austenită.

Oțelul cu distanța între lamele mică este mai înclinat spre apariția crăpăturilor, deoarece creșterea grăuntelui de austenită va începe la o temperatură mai mică decît a unui oțel cu aceeași compoziție chimică, însă cu distanța dintre lamele mai mare.

Călirea oțelurilor cu structură inițială globulară

Rezultatele cercetărilor de formare a crăpăturilor la diferite temperaturi, în funcție de structura inițială globulară (obținută după tratamentul arătat mai sus) sînt arătate în tabela 2.

Tabela 2

Structura inițială: globulară fină

Nr. probei	2	21	22	23	24
Temperatura de călire	760	800	840	880	920
Crăpături	nu	nu	da	da	da
Duritate H_{RC}	66,5	66,7	66,5	65	64,5

Structura iniţială: globulară mijlocie

Nr. probei	31	32	33	34	35
Temperatura de călire	760	800	840	880	920
Crăpături	nu	nu	da	da	da
Duritate H_{RC}	65	66,6	65,8	64	62

Structura iniţială: globulară mare

Nr. probei	1	11	12	13	14
Temperatura de călire.	760	800	840	880	920
Crăpături	nu	nu	nu	da	da
Duritate H_{RC}	67	66	66,5	65,7	65

In urma observaţiilor asupra apariţiei crăpăturilor la călire la diferite temperaturi, se poate trage următoarea concluzie: temperatura de încălzire la călire poate fi cu atît mai ridicată, fără a cauza apariţia crăpăturilor, cu cît globulele de cementită a oţelului sînt mai mari. Aceasta are loc din cauză că, cementita cu globule mici se transformă mai repede în austenită decît cea cu globule mari, din care cauză şi creşterea grăuntelui va începe la o temperatură mai coborîtă.

Călirea oţelurilor cu structură iniţială mixtă

Obţinerea structurii lamelare şi globulare s-a făcut printr-un tratament termic arătat mai sus.

Rezultatele obţinute în urma călirii referitor la apariţia crăpăturilor, sînt arătate în tabela 3.

Tabela 3

Structura iniţială: mixtă (90% globulară) 60

Nr. probei	6	61	62	63	64
Temperatura de călire.	760	800	820	840	860
Crăpături	nu	nu	da	da	da
Duritate H_{RC}	63	64	64,5	64	63,5

Structura iniţială: mixtă (60% globulară) 70

Nr. probei	7	71	72	73	74	75
Temperatura de călire . .	760	800	820	840	860	880
Crăpături	nu	nu	da	da	da	da
Duritate H_{RC}	66	65,5	65	6,5	63	62

Structura inițială ; mixtă (10% globulară)

Nr. probei	5	51	52	53	54	55
Temperatura de călire . .	760	800	820	840	860	880
Crăpături.	da	da	da	da	da	da
Duritate H_{RC}	66	65	64,5	64	63	62

Pe baza celor constatate se poate trage următoarea concluzie : cu cît cantitatea de cementită lamelară este mai mare, cu atît crăpăturile apar la o temperatură de încălzire la călire mai joasă.

CONCLUZII

Încălzirea în condiții identice a oțelului de scule cu diferite structuri inițiale (perlită lamelară, perlită globulară sau perlită cu structură mixtă) se poate face numai într-un anumit cîmp de temperaturi, pentru a nu apare crăpături la călire.

Cercetările practice conduc la următoarele concluzii :

1. Temperatura de încălzire la călire poate fi cu atît mai mare, cu cît distanțele dintre lamelele de cementită sau globulele de cementită, sînt mai mari.

2. Structura inițială lamelară sau mixtă (lamelară și globulară) micșorează cîmpul temperaturilor de încălzire la călire.

3. O călire corectă a oțelului de scule care asigură evitarea rebuturilor și un randament mai bun economic necesită o recoacere prealabilă a oțelului pentru cementită globulară.

BIBLIOGRAFIE

1. Guliaev A. P., *Metalurgie Fizică.*
2. Kontorovici I. E., *Tratamentul termic al oțelurilor și fontelor.*
3. Cascenco G. A., *Bazele Metalurgiei Fizice.*

LA STRUCTURE INITIALE COMME FACTEUR DANS LE PROCÈS DE TREMPE DES ACIERS POUR OUTILS INDIGÈNES

(RÉSUMÉ)

Les aciers au carbone non-alliés, qu'on emploi beaucoup pour les outils destinés à l'usinage par déformation à froid, présentent une grande sensibilité à la trempe, du point de vue de l'apparition des fissures.

La structure initiale est un facteur important dans l'apparition des fissures, étant donné que la croissance du grain et le degré de saturation en carbone de l'austénite en dépendent.

On a fait au laboratoire des recherches sur un acier pour outils à 1% de carbone pour neuf structures initiales (lamellaire, globulaire, mixte).

Pour éviter l'apparition des fissures dans le procès de trempe, on recommande que la structure initiale soit globulaire et que le chauffage soit fait entre certaines limites de température, selon la grandeur et la forme de la phase initiale cémentitique.

ПЕРВИЧНАЯ СТРУКТУРА — ФАКТОР В ПРОЦЕССЕ ЗАКАЛКИ ОТЕЧЕСТВЕННОЙ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Углеродистые нелегированные стали употребляются в большой мере в качестве инструмента для холодной обработки путем деформации и имеют повышенную чувствительность к закалке в связи с появлением трещин.

Первичная структура является важным фактором в появлении трещин, т. к. от него зависит увеличение зернистости и степень насыщенности аустенита в углероде.

Исследования производились в лабораторных условиях на инструментальной стали с 1%-ным содержанием углерода для девяти первичных структур (слоистых, глобулярных, смешанных).

Для избежания трещин в процессе закалки, рекомендуется глобулярное первичное строение; нагрев должен производиться в определенном температурном поле, принимая во внимание величину и форму первичной цементической фазы.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

RELAŢIUNI PENTRU DETERMINAREA DIMENSIUNILOR OPTIME LA VENTILATOARELE CENTRIFUGALE

DE

IOAN ANTON

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Fenomenul care are loc la trecerea fluidului prin ventilatoarele centrifugale este foarte complex.

Teoria elementară care stă la baza studiului şi determinării ecuaţiilor fundamentale a acestor maşini ne îndepărtează de realitatea fizică. Pentru a pune în concordanţă rezultatele teoretice cu cele determinate în laborator plecînd de la realitatea obiectivă a fost necesar să se introducă o serie de coeficienţi de corecţie. In general la baza cercetărilor de laborator în acest domeniu, la valorificarea şi generalizarea rezultatelor obţinute a stat similitudinea (hidraulică) cinematică cu aproximaţiile ei. Pe această cale s-au definit tipurile de ventilatoare caracterizate prin turaţia specifică

$$n_s = 20 \cdot \pi \cdot \frac{Q^{\frac{1}{2}}}{\left(\frac{\Delta p}{\rho}\right)^{\frac{3}{4}}} \cdot n \qquad [6][12].$$

Toate ventilatoarele cu aceeaşi turaţie specifică şi care sînt asemenea geometric, formează o serie de ventilatoare. Această mărime caracterizează forma geometrică a tipului de ventilator fără însă a ne da o imagine fidelă a acesteia. De asemenea expresia ei este afectată de natura fluidului de antrenat precum şi de randamentul ventilatorului.

In cercetarea teoretică şi de laborator a ventilatoarelor centrifugale s-a crezut că soluţionarea problemei e posibilă prin studierea cîtorva tipuri de ventilatoare oarecum independente, fără a urmări în mod sistematic şi mai atent legătura dintre aceste tipuri şi evoluţia elementelor constructive.

Din această cauză găsim astăzi în literatură [6][1] că pentru $\Delta p \cong$ $\cong 400-1\,000$ kg/m^2 se construiesc ventilatoare de înaltă presiune cu $\beta_2 < 90°$

şi cu $\overline{H}=0{,}4-0{,}7$, $\Delta p \cong 150-350$ kg/m² ventilatoare de medie presiune cu $\beta_2=90°$ şi $\overline{H}=0{,}6-0{,}75$, $\Delta p \cong 6-150$ kg/m² ventilatoare în tambur (Sirocco şi Rîsin) $\overline{H}=0{,}8-1{,}1$.

Limitele cari caracterizează aceste date sînt prea largi, respectiv indicaţiile sînt prea vagi. Acest lucru explică construcţia unor ventilatoare centrifugale mai mult sau mai puţin necorespunzătoare.

Dacă am analiza puţin ventilatoarele şi suflantele axiale moderne observăm că dezvoltarea rapidă şi indicii optimi energetici realizaţi se datoresc noilor te rii din aero şi hidrodinamică precum şi cercetărilor sistematice de laborator cari au avut ca rezultat stabilirea unor relaţiuni funcţionale dintre mărimea caracteristică σ şi coeficienţii optimi de sarcină (ψ) şi deibt (φ), respectiv între dimensiunile principale optime şi σ [3] [11] [7].

Aceasta este problema care ne-am propus-o în lucrarea de faţă s-o rezolvăm pentru ventilatoarele centrifugale. Deci pentru a cunoaşte evoluţia constructivă a diferitelor tipuri de ventilatoare caracterizate de mărimile Δp, Q şi n respectiv turaţia specifică, vom proceda ca la ventilatoarele axiale şi anume: vom defini cîteva mărimi adimensionale cari dau legătura directă între mărimile fundamentale şi dimensiunile principale. Aceste mărimi fiind adimensionale au caracterul unor criterii de similitudine.

Utilizînd în acest scop analiza dimensională respectiv teorema π obţinem, [8].

$$\pi_1=\frac{Q^{\frac{1}{2}}}{\left(\frac{\Delta p}{\rho}\right)^{\frac{3}{4}}}\cdot n\,;\quad \pi_1'=\frac{\Delta_p'}{\rho\cdot u_2^2}\quad \text{şi}\quad \pi_2'=\frac{Q}{n\cdot D_2^3}\cdot$$

Dar

$$\overline{H}=\frac{\psi}{2}=\frac{\Delta p}{\rho\cdot u_2^2}$$

este coeficientul de sarcină.

$$\overline{Q}=\varphi=\frac{Q}{\frac{\pi\cdot D_2^2}{4}\cdot u_2}$$

este coeficientul de debit.

$$\sigma=\frac{1}{28{,}5}\cdot\frac{Q^{\frac{1}{2}}}{\left(\frac{\Delta p}{\rho}\right)^{\frac{3}{4}}}\cdot n=\frac{\varphi^{\frac{1}{2}}}{\psi^{\frac{3}{4}}}\qquad (1)$$

este mărimea caracteristică sau

$$\sigma_0=\frac{1}{17}\cdot\frac{Q^{\frac{1}{2}}}{\left(\frac{\Delta p}{\rho}\right)^{\frac{3}{4}}}\cdot n=\frac{\overline{Q}^{\frac{1}{2}}}{\overline{H}^{\frac{3}{4}}}\qquad (2)$$

$$\sigma_0 = 2^{\frac{3}{4}} \cdot \sigma. \tag{3}$$

Astfel:

$$\pi_1 = 28{,}5 \cdot \sigma = 17 \cdot \sigma_0$$

$$\pi_1' = \overline{H} = \frac{\psi}{2}$$

$$\pi_2' = \frac{1}{24}\overline{Q}.$$

Deci coeficienţii de sarcină şi debit precum şi mărimea caracteristică σ, sînt mărimi fără dimensiuni, cari au o valoare dată pentru toată seria ventilatoarelor de acelaşi tip. Mai mult $H = f(\overline{Q})$ sau $\psi = f(\varphi)$ reprezintă curba caracteristică de funcţionare a tuturor ventilatoarelor de acelaşi tip. Caracteristicile adimensionale ale ventilatoarelor sînt utilizate în mod curent deoarece prezintă mari avantajii.

1. Caracteristica adimensională redă fidel calităţile unui tip de ventilator.

2. Permite determinarea tuturor caracteristicilor individuale cînd turaţia sau dimensiunile principale variază.

3. Nu depinde de natura fluidului de antrenat, numărul de rotaţii şi dimensiunile geometrice.

4. Permite o generalizare a problemelor legate de construcţia ventilatoarelor, în sensul că atunci cînd avem pentru mai multe tipuri curbele $\overline{H} = f(\overline{Q})$ se poate stabili metoda pentru obţinerea unei forme de curbe caracteristică dorită respectiv se pot stabili relaţiuni ca

$$\overline{H} = f(\sigma_0) \quad \psi = f(\sigma)$$

$$\overline{Q} = f(\sigma_0) \quad \varphi = f(\sigma)$$

cari determină evoluţia optimă a acestor coeficienţi de la un tip de ventilator la altul caracterizat de mărimea specifică.

Determinarea unor relaţiuni cu structura celor de mai sus permite o stabilire rapidă şi sigură a formei optime a ventilatorului pe care trebuie să-l construim şi care să corespundă datelor de calcul Q, Δp şi n.

In acelaşi timp aceste relaţiuni permit o sistematizare a cercetărilor de laborator în privinţa obţinerii de ventilatoare centrifugale cît mai corespunzătoare scopului.

Pentru stabilirea acestor relaţiuni am redat în tabela 1 toate caracteristicile constructive precum şi cele de funcţionare corespunzătoare randamentului optim ale ventilatoarelor centrifugale date în literatura de specialitate prin curbele caracteristice de funcţionare determinate în laborator prin măsurători.

Notaţiile corespund celor din fig. 1.

Tabela 1

Tipul ventilatorului	η	$\overline{Q}$	$\overline{H}$	σ_0	D_s mm	D_1 mm	D_{1m} mm	D_2 mm	b_1 mm	b_2 mm	β_1°	β_2°	Z	$\frac{D_2}{D_1}$	Bibliografie	Obs.
V.R.S nituit	0,68	0,525	1,44	0,55	80	84	84	100	45	45	86°	173°	36	1,185	1	
V.R.S. executat prin stanțare	0,62	0,43	1,175	0,585	80	80	80	100	46	46	95°	172°	36	1,245	1	
T.A.G.I 0,8~30°	0,66	0,415	1,04	0,62	80	80	80	100	56	56	52°	150°	32	1,245	1	
G.M.Z.S 2.	0,72	0,484	0,972	0,71		68	68	100	2×15,5	2×12,5	50°	145°	32	1,465	1	
Siroco O.S.T 90033—40	0,57	0,56	0,975	0,722	100	88	88	100	60	52,5	80°	155°	64	1,135	1	
D—190	0,619	0,472	0,937	0,72	86	86,7	80,5	100	2×25,8	2×25,8	58°	150°	56	1,245	1	
T.A.G.I 9—55	0,64	0,4	0,94	0,66	80	80	75	100	40	40	60°	150°	32	1,33	1	
T.A.G.I T.V—55	0,58	0,4	0,915	0,675	79,3	79,4	74,6	100	40	40	55°	146°	32	1,34	1	
Ventilat. de înaltă presiune Costocichin	0,507	0,1	1,02	0,31	68	84	84	100	16	16	44°	131°	32	1,185	1	
Siroco 640—41	0,54	0,34	0,775	0,71	82	82	73,5	100	50	50	64°	155°	24	1,23	1	
Costocichin	0,64	0,03	0,81	0,203	33,7	35	35	100	11	11	36°	156°	12	2,85	1	
T.A.G.I 0,6—35°	0,675	0,157	0,82	0,455	60	60	55	100	35	35	155°	145°	16	1,82	1	
T.A.G.I 32—40°	0,675	0,12	0,85	0,388	56	58	52	100	28	28	55°	140°	12	1,93	1	
T.A.G.I 0,5—40°	0,67	0,1	0,84	0,353	50	52	47	100	28	28	50°	140°	12	2,12	1	
S.D.S 50/1520—20°	0,55	0,068	0,8	0,305	65	68	68	100	9,12	6	50°	145°	32	1,465	1	
T.A.G.I 0,35—25°	0,65	0,042	0,81	0.24	35	35	35	100	12	12	35°	155°	12	2,85	1	
Siroco	0,640	0,03	0,8	0,201	33,7	35	35	100	11	11	36°	156°	12	2,85	1	
V.D. 10. H. 40	0,59	0,343	0,798	0,685	85,3	85,3	81,3	100	33,3	33,3	54°	140°	48	1,23	1	
T.A.G.I 449—41	0,645	0,159	0,61	0,575	68	68	—	100	45	45	70°	126°	6	1,46	1	

tabela 1 (continuare)

Tipul ventilatorului	η	$\overline{Q}$	$\overline{H}$	σ_0	D_s mm	D_1 mm	D_{1m} mm	D_2 mm	b_1 mm	b_2 mm	β_1°	β_2°	Z	$\frac{D_2}{D_1}$	Bibliografie	Obs.
T.A.G.I Ț. 40	0,705	0,11	0,65	0,453	64	60	60	100	18,4	10	45°	90°	24	1,66	1	
V. M 75/1200	0,675	0,0643	0,636	0,36	47	51,8	51,8	100	12,9	6,4	42°	100°	20	1,93	1	
Ț.G.M—AN—USSR	0,72	0,18	0,572	0,64	68,5	75,2	65	100	—	10			24	1,535	1	
T.G.M.Z S. 2	0,6	0,44	0,93	0,725	67,8	—	—	100	2×15,7	2×12,5	78°	135°	32	1,465	1	
D—0,55—17°	0,7	0,15	0,8	0,45	51,6	58,7	54,5	100	24,5	24,5	77°	163°	16	1,83	1	
Rateau	0,665	0,098	0,586	0,468	—	59	57	100	15	8,7	34°	90°	32	1,75	1	
T.A.G.I 53	0,74	0,1	0,372	0,66	57,2	62	57,4	100	17,15	14,3	25°	125°	16	1,73	1	
V.R.N.	0,665	0,18	0,332	0,967	75	75	75	100	37	24	—	55°	12	1,33	1	
Ț.A.G.I	0,646	0,159	0,61	0,58	68	68	—	100	45	45				1,47	1	
—	0,78	0,052	0,6	0,826	—	50	—	100	2×14	2×6,34	—	40°	16	2	3	
—	0,72	0,04	0,62	0,29	—	42	—	100	17,5	8,75	—	34°	20	2,37	3	
—	0,6	0,125	0,45	0,64	—	56,3	—	100	57	23,5	90°	90°	8	2,85	3	
—	0,52	0,1575	0,345	0,875	—	86,7	—	100	44	37	—	90°	40	1,15	3	
—	0,69	0,07	0,65	0,362	—	57	—	100	33	33	90°	90°	10	1,75	3	
—	0,58	0,06	0,5	0,408	—	56,7	—	100	26,7	26,7	30°	40°	16	1,76	3	
—	0,56	0,15	0,45	0,703	—	68	—	100	40	40	—	90°	8	1,465	3	
Ț.A.G.I 39	0,65	0,168	0,84	0,458	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2	
T.A.G.I 29	0,665	0,1	0,808	0,367	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,1	2	
E.V.R.	0,62	0,4	1,18	0,56	80	80	80	100	46	46	95°	172°	—	1,25	2	
V.R.	0,58	0,4	1,14	0,57	80	80	80	100	46	46	95°	172°	—	1,25	2	
Ț.A.G.I STD-52	0,65	0,35	0,92	0,63	80	80	80	100	50	50	—	—	—	1,25	2	

tabela 1 (continuare)

Tipul ventilatorului	η	$\overline{Q}$	$\overline{H}$	σ_0	D_s mm	D_1 mm	D_{1m} mm	D_2 mm	b_1 mm	b_2 mm	β_1°	β_2°	Z	$\frac{D_2}{D_1}$	Bibliografie	Obs.
T.A.G.I. Ţ 6–46	0,62	0,15	0,6	0,565	80	80	—	100	40	40	—	—	—	1,465	2	
1936 1949	0,64	0,15	0,66	0,524	80	80	—	100	40	40	—	—	—	1,465	2	
V.V.D 1944	0 58	0,035	0,78	0,225	34	34	34	100	12	12	—	—	—	1,46	2	
V.V.D 1949	0,57	0,047	0,75	0,27	34	34	34	100	12	12	—	—	—	1,46	2	
—	0,58	0,6	1	0,775	297	297	297	350	62	62	—	—	—	1,175	3	
—	0,74	0,0217	0,58	0,22	382	382	382	625	80	46	35°	90°	18	2,93	3	
—	0,68	0,145	0,55	0,6	4050	4050	—	12520	843	332	35°	55°	30	1,65	3	
—	0,68	0,08	0,68	0,36	800	—	—	1460	—	—	36°	100°	13	1,83	10	
T.A.G.I 272	—	0,0254	—	0,197	120	143	—	330	44,5	44,5	60°	76,5	16	2,3	10	
„	—	0,047	—	0,255	120	143	—	330	44,5	44,5	57°	90	16	2,3	10	
„	—	0,041	—	0,24	120	240	—	330	60	60	59,5	69	16	1,375	10	
„	—	0,0351	—	0,215	120	204	—	330	60	60	62	90	16	1,6		
T.A.G.I 580		0,125	—	0,445	320	310	—	500	92	50	40	90	24	1,6	10	
„		0,0698	—	0,32	300	290	—	570	117	50	41	140	20	1,96	10	
„		0,0915	—	0,38	235	235	—	400	41	32,5	32	51	24	1,7	10	
Lab. Inst. Energetic Moscova		0,0493	—	0,26	280	280	—	600	74	34	36,5	100	18	2,14	10	
Min. Met. Neferoase		0,0496	—	0,26	560	560	—	1200	145	70	40	100	18	2,12	10	
Ţ.A.G.I Ţ.30		0,071	—	0,32	540	540	—	1000	280	280	55	140	12	1,85	10	
Ţ.A.G.I Ţ. 40		0,128	—	0,48	640	620	—	1000	184	100	40	90	24	1,6	10	
Ţ.A.G.I 580		0,098	—	0,4	305	305	—	517	78	45	34	90	32	1,7	10	

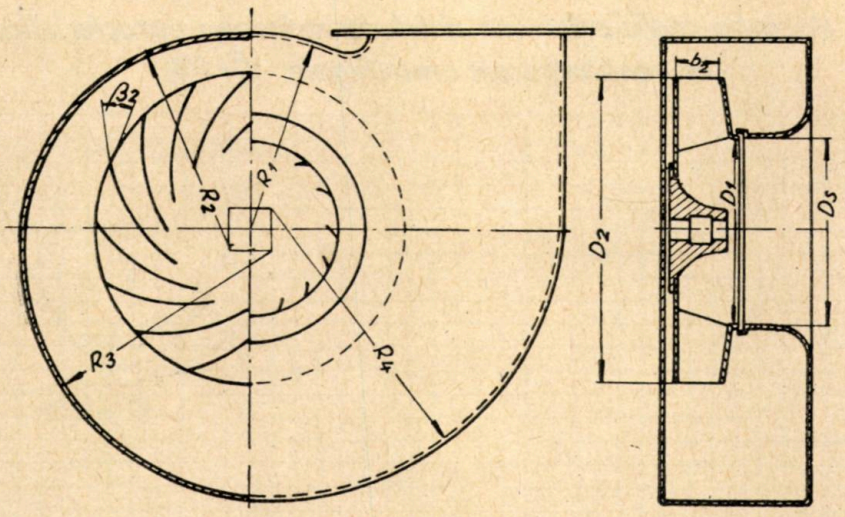


Fig. 1. Ventilator centrifugal

In tabelă mai sînt trecute valorile mărimei caracteristice σ_0 pentru randamentul optim precum şi valorile raportului diametrelor de la eşire şi intrare $\frac{D_2}{D_1}$.

Utilizînd datele de mai sus în diagrama din fig. 2 s-au trecut punctele corespunzătoare în sistemul $\overline{Q}$, σ_0 respectiv φ, σ avînd de grijă să înscriem lîngă fiecare punct şi valoarea randamentului total. In mod similar s-au trecut punctele de coordonate $\overline{H}$, σ_0 respectiv ψ, σ în fig. 3.

Din fig. 2 şi 3 se desprinde în mod evident o lege de variaţie a coeficientului de debit şi a celui de sarcină cu mărimea caracteristică, deşi apare uneori o dispersie a punctelor. Punctele dispersate corespund, după cum se vede în urma unei analize, ventilatoarelor cu construcţii speciale, anormale sau ventilatoarelor cu randamente scăzute. Se pot trasa deci curbe medii care să ţină cont de gruparea punctelor cu randamente optime. Aceste curbe indică variaţia optimă a coeficienţilor de sarcină şi debit cu mărimea caracteristică, şi redau în mod fidel cum trebuie să varieze aceşti coeficienţi cînd trecem de la un tip de ventilator la altul.

Din aceste diagrame mai apare un fapt deosebit de important care corespunde întocmai cu realitatea şi anume: pentru ventilatoarele normale de presiune medie şi înaltă cu $\beta_2 \leqslant 90°$ avem cîte o curbă $\overline{Q}=f(\sigma_0)$ respectiv $\overline{H}=f(\sigma_0)$, iar pentru ventilatoarele în tambur, de joasă presiune, se profilează ualte crbe.

Acest lucru era de aşteptat deoarece ipotezele care stau la baza teoriei şi calculul ventilatoarelor normale tind toate la realizarea unui randament cît mai ridicat, în timp ce la ventilatoarele în tambur nu interesează în mod special randamentul, ci se urmăreşte obţinerea unei sarcini totale şi a unui debit ,cît mai mare cu dimensiuni cît mai reduse [3] [4].

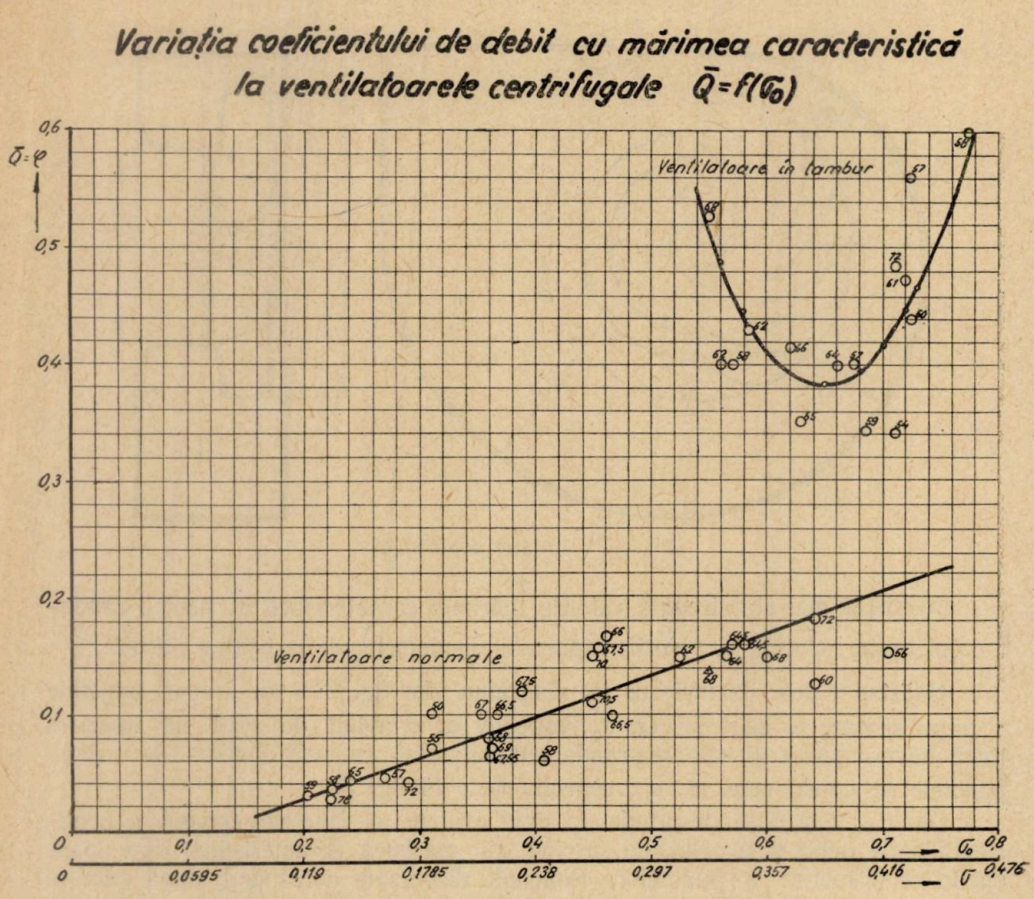


Fig. 2. Coeficientul de debit optim la ventilatoarele centrifugale

Utilizînd teorema minimelor patrate respectiv metoda lui Gauss [13] pentru stabilirea funcţiei care să reprezinte curba medie a punctelor redate în fig. 2 şi 3, ţinînd cont de frecvenţa punctelor cu randamente maxime am obţinut pentru ventilatoare centrifugale normale:

$$\bar{Q}=0{,}351\sigma_0-0{,}043; \tag{4a}$$

$$\varphi=0{,}59\sigma-0{,}043; \tag{4b}$$

$$\bar{H}^{\frac{3}{2}}=0{,}351\sigma_0^{-1}-0{,}043\cdot\sigma_0^{-2}; \tag{5a}$$

$$\psi^{\frac{3}{2}}=0{,}59\sigma^{-1}-0{,}043\sigma^{-2}. \tag{5b}$$

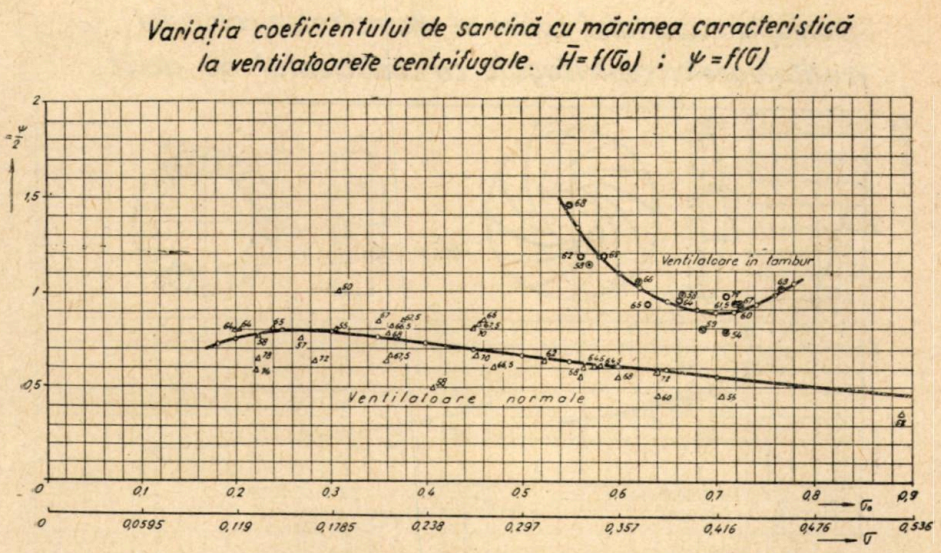


Fig. 3. Coeficientul de sarcină optim la ventilatoarele centrifugale

In mod analog se obţine pentru ventilatoare în tambur: (6)

$$\bar{Q}=\bar{Q}n+2p\,(\sigma_0-\sigma_{0n})^2;$$

unde

$$\bar{Q}n=0{,}384;$$

$$\sigma_{0n}=0{,}65;$$

$$\bar{Q}=0{,}384+12{,}85\,(\sigma_0-0{,}65)^2; \quad (6a)$$

$$\varphi=0{,}384+36{,}5-0{,}387^2; \quad (6b)$$

iar

$$\bar{H}^{\frac{3}{2}}=0{,}384\sigma^{-2}+12{,}85\,(1-0{,}65\sigma_0^{-1}); \quad (7a)$$

$$\psi^{\frac{3}{2}}=0{,}384\sigma^{-2}+36{,}5\,(1-0{,}387\sigma^{-1})^2. \quad (7b)$$

In fig. 4 am reprezentat în mod similar toate punctele de coordonate $\frac{D_2}{D_1}$ şi $\bar{Q}$.

Apare şi aici în mod clar diferenţa calitativă şi cantitativă între curba $\frac{D_2}{D_1}=f(\bar{Q})$ pentru ventilatoare normale şi cea corespunzătoare ventilatoarelor în tambur.

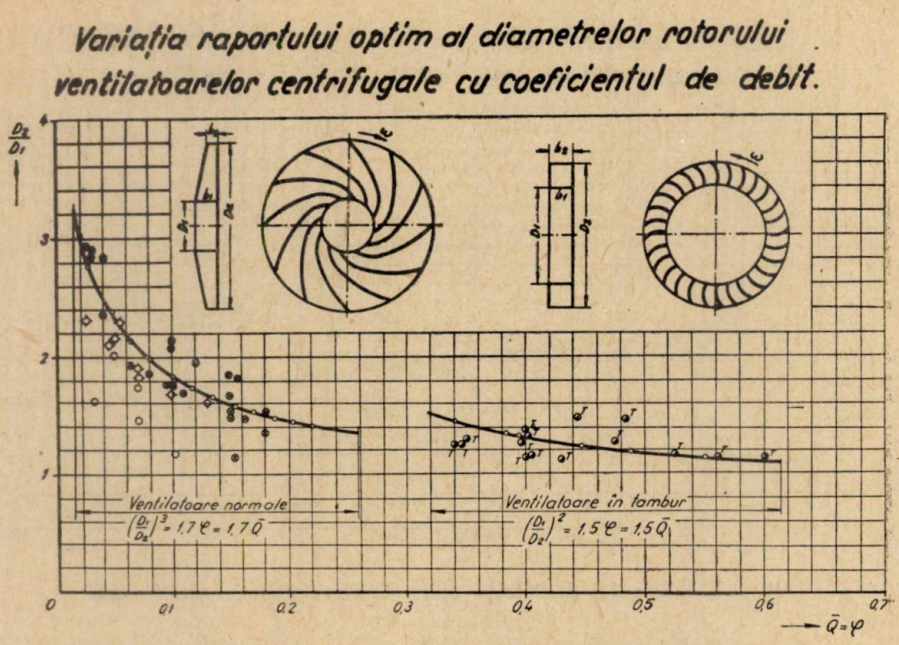


Fig. 4. Raportul diametrelor optime în funcție de coeficientul de debit

De aici obținem:

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^3 = 1{,}7 \cdot \bar{Q} = 1{,}7\varphi; \tag{8}$$

pentru ventilatoarele normale.

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^2 = 1{,}5 \cdot \bar{Q} = 1{,}5\varphi; \tag{9}$$

pentru ventilatoarele în tambur.

Ecuația (8) este identică unei relațiuni similare stabilită pe altă cale [3] și utilizată la ventilatoarele normale pentru determinarea raportului diametrelor cînd se cunoaște φ.

Valoarea coeficientului de debit este determinată atunci cînd se cunoaște coeficientul de sarcină.

Deoarece valoarea coeficientului de sarcină poate fi aleasă oarecare între limitele largi între cari poate varia, raportul diametrelor rezultă pe această cale oarecum arbitrar. Pentru a elimina acest inconvenient din relațiile (4a), (4b), (8) obținem:

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^3 = 0{,}596\sigma_0 - 0{,}0731. \tag{10a}$$

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^3 = \sigma - 0{,}0731 ; \tag{10b}$$

pentru ventilatoarele normale.

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^2 = 0{,}576 + 19{,}275\,(\sigma_0 - 0{,}65)^2 ; \tag{11a}$$

pentru ventilatoarele în tambur.

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^2 = 0{,}576 + 54{,}6\,(\sigma - 0{,}387)^2. \tag{11b}$$

Ecuaţia (10b) are structura relaţiei care dă raportul optim al diametrelor pompelor centrifugale [9] [5].

In fig. 5 s-au reprezentat puncte în sistemul $\frac{D_2}{D_1}$, σ_0 şi apoi s-a trasat curba $\frac{D_2}{D_1} = f(\sigma_0)$ stabilită mai sus.

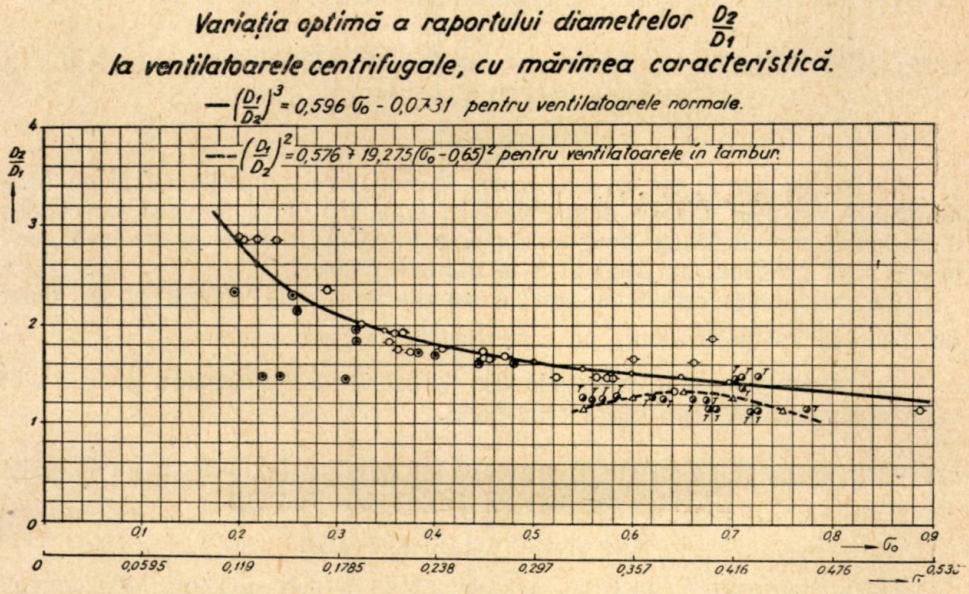


Fig. 5. Dimensiunile optime ale ventilatoarelor centrifugale în funcţie de mărimea caracteristică

De remarcat că în jurul acestei curbe se plasează toate punctele corespunzătoare ventilatoarelor construite şi încercate redate în tabela 1.

Aceste relaţii permit determinarea directă a dimensiunilor principale optime ale ventilatoarelor centrifugale, atunci cînd se dau: presiunea Δp, debitul Q şi turaţia n.

BIBLIOGRAFIE

1. Struve E. E., Dik I. P. Starţev G. S., *Ventilatori i nasosi*, Maşghiz, Moscva 1955.
2. Risin S. A., *Spravocinik po ventilatoram*, Gostroiizdat, Moscva 1954.
3. Bruno Eck, *Ventilatoren*, Ed. Iulius Springer.
4. Pfleiderer C., *Die Kreiselpumpen*, Springer Verlag, 1949.
5. Proscura G. F., *Ghidrodinamica turbomaşin*, Energoizdat, 1955 (trad).
6. Tiţkin S. T., *Tentrobejnie ventilatori i nasosi*, Maşghiz, 1953.
7. Pak V. S. şi Gaier V. G., *Rudnicinie ventilatornie i vodootlivnie ustanovchi*, Ugletehizdat, 1950.
8. Anton Viorică, *Stabilirea legilor similitudinii hidrodinamice pe baza analizei dimensionale*, Hidrotehnica nr. 6, 1953.
9. Anton Ioan, *Contribuţiuni la calculul şi dimensionarea pompelor*, Academia R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice, Studii şi cercetări ştiinţifice, Anul II, 1955.
10. Costocichin V. N., *Instalaţii de Tiraj prin aspiraţie şi refulare la centralele Termoelectrice Ventilatoare*, (traducere din limba rusă) Ed. Energetică de Stat, 1953.
11. Keller C., *Cercetări asupra suflantelor axiale*, Escher-Wyss, Mitteilungen.
12. Nevelson M. I., *Tentrobejnie ventilatori*, Gosenergoizdat, Moscva 1954.
13. Bezicovici I. S., *Calcule aproximative*, Ed. Tehnică, 1952.

QUELQUES RELATIONS POUR LA DÉTERMINATION DES DIMENSIONS OPTIMUM DES VENTILATEURS CENTRIFUGES

(RÉSUMÉ)

Le but du travail est de déterminer quelques relations de calcul en base desquelles on peut établir directement le type et les dimensions principales d'un ventilateur centrifuge pour qu'il puisse fonctionner dans les meilleurs conditions à la pression, au débit et à la rotation donnés.

En partant des caractéristiques adimensionnelles de charge et de débit des ventilateurs qui existent, on détermine le rapport optimum $\frac{D_2}{D_1} = f(\sigma_0)$.

Le travail généralise et systématise le calcul des principaux éléments et caractéristiques des ventilateurs centrifuges.

ОТНОШЕНИЯ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАЙЛУЧШИХ РАЗМЕРОВ ДЛЯ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ ВЕНТИЛЯТОРОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Цель настоящей работы заключается в определений нескольких расчетных отношений, на основании которых можно установить непосредственно тип и главные размеры центробежного вентилятора, который мог-бы работать в найлучших условиях, имея заданное давление, мощность и число оборотов.

Были взяты за основание размерные характеристики нагрузки и мощности существующих вентиляторов и было определено найлучшее отношение.

Работа представляет собой обобщение и систематизацию расчета основных элементов и характеристик для центробежных вентиляторов.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

STUDIU CRITIC ASUPRA UNOR APARATE PENTRU MĂSURAT VITEZA CURENTULUI IN APĂ

DE

ANTON IOAN, ANTON VIORICA, PREDA IOSIF

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Problema măsurării vitezelor şi presiunilor în hidro şi aerodinamică — este mereu actuală şi deosebit de importantă întrucît numai cercetările de laborator certifică valabilitatea concluziilor teoretice. Tubul Prandtl (fig. 1) este un instrument utilizat în scopul măsurării vitezei. Principiile fundamentale care stau la baza măsurării sarcinii dinamice (sarcină viteză) cu acest instrument sînt cuprinse în ecuaţia lui Bernoulli care în cazul nostru devine [1]

$$p_{st}+\frac{\rho}{2}v^2=p_{tot} \qquad (1)$$

unde p_{st} şi v sînt presiunea statică, respectiv viteza în punctul considerat, fără a ţine cont de prezenţa sondei iar p_{tot} este presiunea în punctul A unde viteza este nulă. Deci sarcina viteză este :

$$\frac{v^2}{2g}=\frac{p_{tot}-p_{st}}{\gamma} \qquad (2)$$

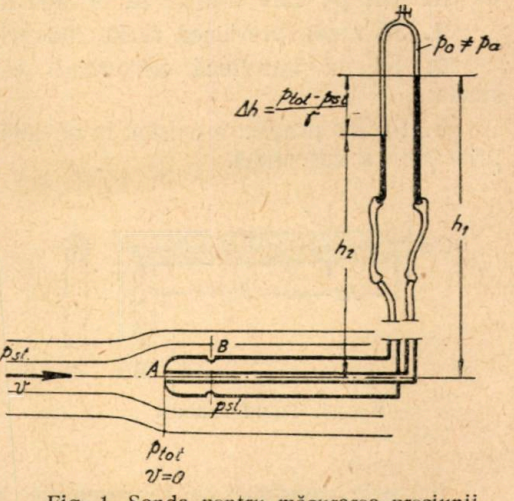


Fig. 1. Sonda pentru măsurarea presiunii dinamice

unde presiunile p_{tot} şi p_{st} sînt puse în evidenţă prin prize de presiune practicate în vîrf (A) şi pe suprafaţa laterală a tubului (B). Intrucît presiunea statică

măsurată în B diferă de presiunea curentului neperturbat — relaţia 2 se corectează şi devine [7] [9]

$$K\frac{v^2}{2g}=\frac{p_{tot}-p_{st}}{\gamma} \qquad (2')$$

Tubul Prandtl este o sondă diferenţială a cărei construcţie a rezultat din combinarea tubului Pitot (sonda de presiune totală — fig. 2) cu o sondă de presiune statică (fig. 3).

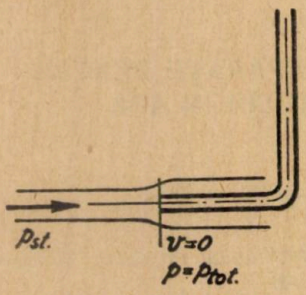


Fig. 2. Tubul Pitot

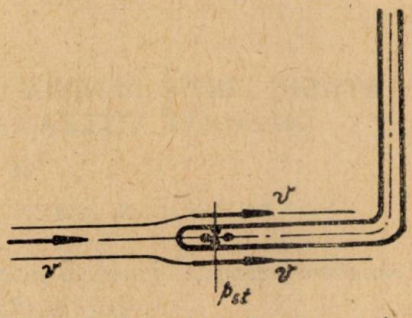


Fig. 3. Sonda pentru măsurarea presiunii statice

Evoluţia formelor constructive ale sondei diferenţiale a fost determinată de calităţile pe care trebuie să le aibă un astfel de instrument şi anume:

1. Să redea presiunea reală, independent de energia şi starea curentului.

2. Să nu introducă perturbaţii esenţiale şi nestaţionare în cîmpul de studiat.

3. Să fie practic insensibil la deviaţii mari ale axului tubului faţă de direcţia principală a curentului.

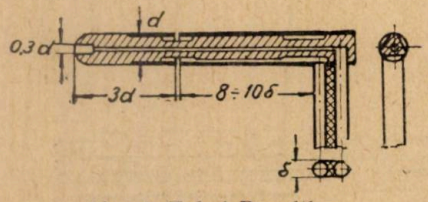


Fig. 4. Tubul Prandtl

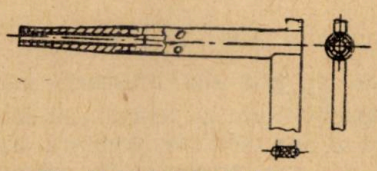


Fig. 5. Tubul Brabbée

Formele constructive reprezentate în fig. 4 şi 5 corespund cel mai bine acestor cerinţe [2]. Bineînţeles că alegerea acestor forme are o justificare teoretică. Forma optimă a tubului Prandtl, de exemplu, se poate obţine materializînd linia de scurgere $\psi=0$, obţinută din suprapunerea unei mişcări plane axiale, peste o sursă (fig. 6). Potenţialul de viteze şi funcţia de curent au respectiv expresiile: [3] [4].

$$\varphi = v_0 x - \frac{Q}{4\pi R}$$

$$\psi = \frac{1}{2} v_0 r^2 - \frac{Q}{4\pi}(1+\cos\vartheta). \tag{3}$$

Ecuaţia liniei de curent pentru care $\psi = 0$ este:

$$r^2 = \frac{Q}{2\pi v_0}(1+\cos\vartheta) \tag{4}$$

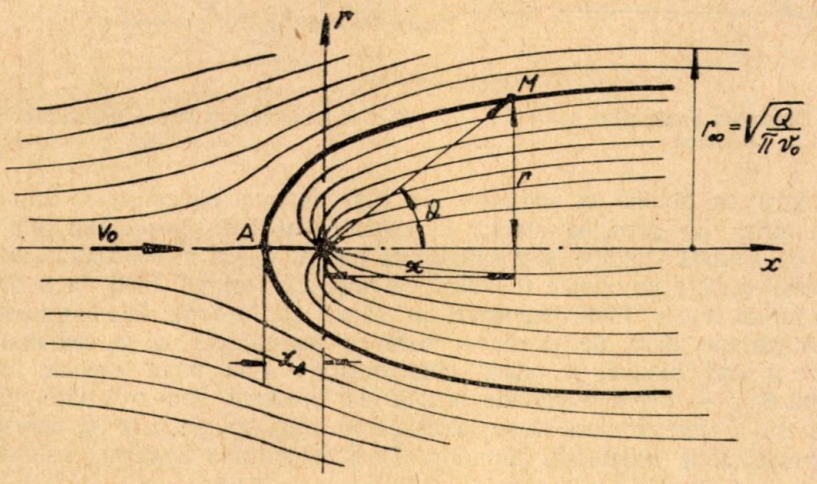


Fig. 6. Cîmpul hidrodinamic în jurul unei sonde

şi porneşte de la $x = \infty$ unde $\vartheta = 0$ şi $r = r_\infty = \sqrt{\frac{Q}{\pi v_0}}$; taie axa ox în punctul A caracterizat de $\vartheta = \pi$; $r = 0$; $-x_A = \frac{1}{2}\sqrt{\frac{Q}{\pi v_0}}$ şi se întoarce la infinit ($\vartheta = 2\pi$, $r = r_\infty$, $x = \infty$).

Se observă că această curbă este intersecţia unui corp de revoluţie cu un plan meridian şi poate fi materializată obţinînd astfel profilul tubului Prandtl.

Am văzut mai sus că în punctul A viteza este nulă iar într-un punct B pe conturul tubului, componentele vitezei după ox şi or sînt respectiv

$$v_x = \frac{\partial\varphi}{\partial x} = v_0\left(1+\sin^2\frac{\vartheta}{2}\cos\vartheta\right)$$

$$v_r = \frac{\partial\varphi}{\partial r} = v_0 \sin^2\frac{\vartheta}{2}\sin\vartheta. \tag{5}$$

Repartiţia presiunii se deduce din ecuaţia lui Bernoulli:

$$\frac{p-p_0}{\frac{\rho}{2}v_0^2} = \sin^2\frac{\vartheta}{2}\left(2-3\sin^2\frac{\vartheta}{2}\right) \tag{6}$$

şi se poate urmări în fig. 7 şi 8.

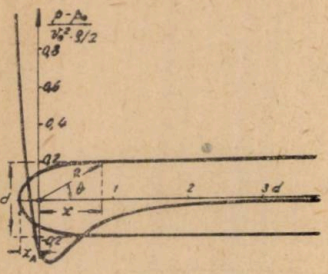


Fig. 7. Diagrama presiunilor pe o sondă

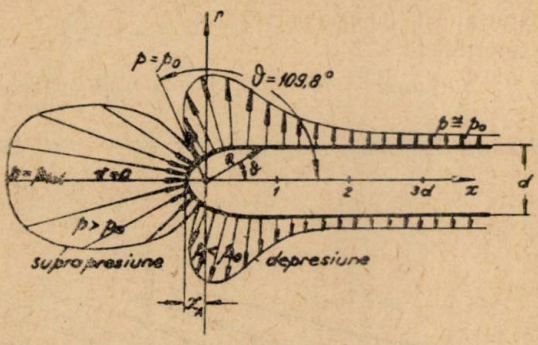


Fig. 8. Diagrama polară a presiunilor pe o sondă

Pentru ca sonda să măsoare de fapt sarcina dinamică, se impune să aşezăm priza de presiune statică în punctele în care $p=p_0$. Din relaţia (6) vedem că această condiţie este satisfăcută pentru $\vartheta=0°$ şi $\vartheta=109{,}5°$. Niciunul din aceste puncte nu poate fi utilizat în practică, primul fiind la o distanţă infinită iar al doilea fiind nepotrivit în sensul că în zona imediat apropiată avem o variaţie mare de presiune, ceea ce înseamnă că la cea mai mică înclinare a axei tubului, în cazul cînd orificiile s-au putut executa în locul corespunzător — avem o variaţie bruscă de presiune, deci o eroare mare în măsurători. E necesar deci să se găsească o a treia soluţie care să corespundă celor trei condiţii enumerate anterior. Determinîndu-se zona în care variaţia presiunii $d\left(\frac{p-p_0}{\frac{\rho}{2}v_0^2}\right)$ este mică şi în acelaşi timp şi $\frac{p-p_0}{\frac{\rho}{2}v_0^2}$ este mic s-a obţinut punctul caracterizat de $\vartheta=10°$ căruia îi corespunde o distanţă de la vîrf $S=x+x_0\cong 3d$. Presiunea corespunzătoare este

$$\frac{p-p_0}{\frac{\rho}{2}v_0^2}=0{,}015$$

iar vitezele $v_r=0{,}00014\,v_0$ şi $v_x=1{,}0075\,v_0$.

Practicînd deci prizele de presiune statică în punctul B astfel determinat, putem aplica în calculul vitezei cu suficientă exactitate relaţia 2 în care $k=1$ — dacă respectăm şi condiţiile constructive indicate în fig. 4.

Sonda diferenţială studiată de noi este redată în fig. 11 şi este executată în R. D. G. Scopul ei este măsurarea vitezelor mici în apă (numere Reynolds mici). Se remarcă de la început că profilul tubului diferă de curba teoretică iar în ceea ce priveşte partea constructivă, deşi orificiile laterale sînt aşezate la loc potrivit ($S=3d$ de la vîrf şi 9δ de la suportul de fixare) atît forma prizelor de presiune statică cît şi profilul suportului de susţinere sînt necorespunzătoare.

Toate aceste caracteristici presupun existenţa unui coeficient de corecţie $k\neq 1$ care nu poate fi determinat decît pe cale experimentală. Am măsurat în

laboratorul de Maşini Hidraulice 7 tuburi Prandtl de acest tip şi am determinat caracteristicile lor.

Staţiunea unde s-au efectuat măsurătorile este *staţiunea de cercetări experimentale asupra rezistenţelor de înaintare şi aparatelor hidrometrice.* Este compusă dintr-un canal cu faţa liberă din beton armat de 100 m lungime, de secţiune dreptunghiulară $1{,}2 \times 2$ m, deasupra căruia poate circula un cărucior antrenat electric. O linie trifazică suspendată deasupra canalului serveşte la alimentarea motorului de antrenare (fig. 9).

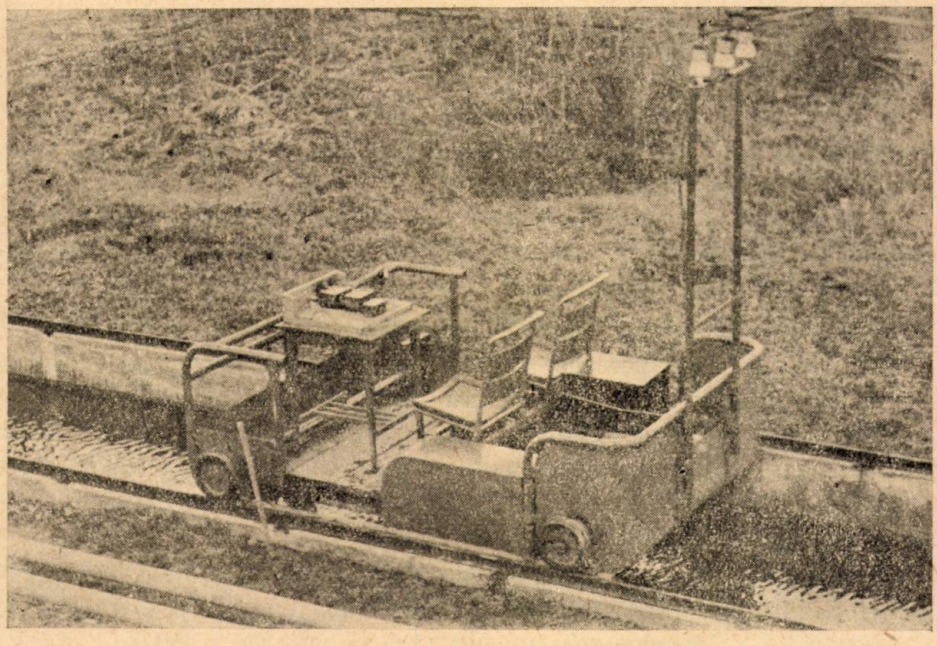


Fig. 9. Instalaţia utilizată la etalonarea sondei diferenţiale

Mecanismul de antrenare al căruciorului, în scopul de a obţine pe cca 60% din parcurs o viteză constantă în limitele de 0—6 m/s, se compune dintr-un motor electric asincron cu rotorul în scurt circuit avînd caracteristicile $N = 7$ kw $n = 2880 \frac{\text{rot}}{\text{min}}$ şi dintr-un diferenţial [8] ale cărui semiaxe sînt cuplate cu axa motoare a căruciorului, respectiv cu o frînă hidraulică realizată cu o pompă volumetrică — precum şi o frînă cu ferodou. Astfel, turaţia constantă a motorului electric poate fi repartizată pe cele două semiaxe ale diferenţialului prin intermediul consumatorului auxiliar: pompa volumetrică şi frîna.

Elementele care s-au măsurat în timpul cercetărilor experimentale au fost: diferenţa de presiune $\Delta h = \frac{p_{tot} - p_{st}}{\gamma}$ şi viteza de deplasare a tubului în apă. In acest scop tubul a fost fixat de cărucior la o adîncime de 300 mm în apă şi

diferența de presiune s-a citit cu ajutorul unui piezometru diferențial cu apă. Pentru a mări precizia măsurătorii, în cazul vitezelor mici piezometrul a fost înclinat de un unghi α, astfel încît diferența de presiune

$$\Delta h = \Delta l \sin \alpha.$$

Viteza de antrenare a căruciorului, respectiv a tubului, s-a determinat măsurînd timpul în care căruciorul a parcurs distanța cunoscută dintre două contacte, declanșarea și oprirea cronometrului făcîndu-se electric. Cele două mărimi măsurate sînt legate prin relația (2′) de unde coeficientul de corecție [5, 6]

$$k = \frac{\Delta h}{\frac{v^2}{2g}}.$$

In fig. 10 sînt redate curbele $k = f(v)$ pentru cele 7 tuburi diferite, în poziția normală de funcționare.

Pentru tubul nr. 7 s-a determinat coeficientul k la diferite înclinări ε ale axei tubului față de direcția curentului. Fig. 11 dă rezultatul acestor măsurători sub forma unor curbe $k = f(\varepsilon)$ pentru v = constant (respectiv R_e = constant).

Concluziile la care am ajuns în urma acestor cercetări sînt următoarele.

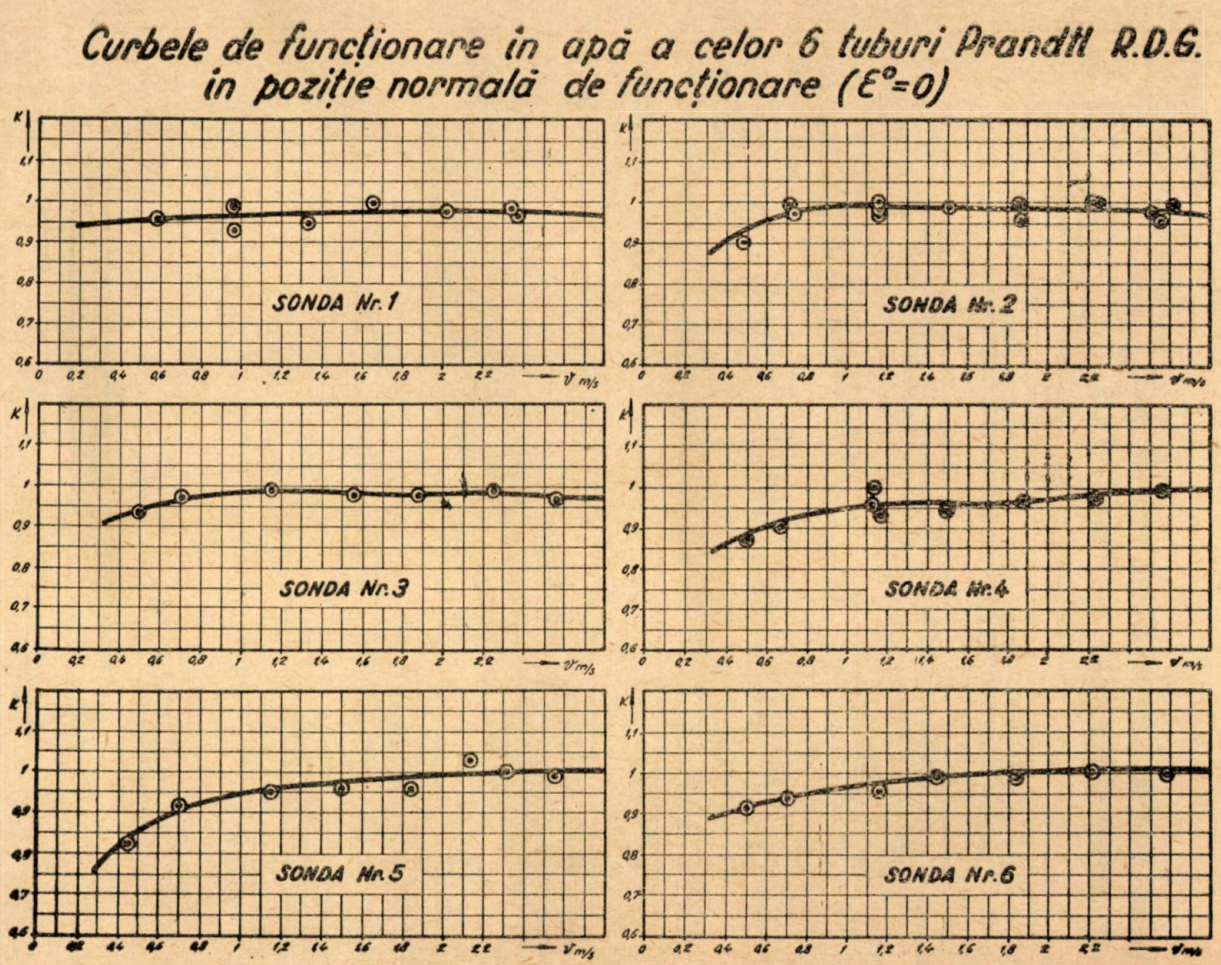
1. Coeficientul de corecție k are valori cuprinse între 0,9—1; valorile mici apar cînd apar viteze mici. Pentru viteze mai mari decît $v = 1$ m/s se poate considera un k mediu = 0,96. De asemenea se poate afirma că locul prizelor de presiune statică este potrivit, ceea ce conduce la valori ale lui $k < 1$. (Se pot ivi cazuri în care $k > 1$ atunci cînd prizele de presiune statică sînt plasate într-o zonă de depresiune).

2. Sondele încercate corespund cerințelor de a fi insensibile la înclinări mici ale axei față de direcția curentului. Se vede din fig. 11 că pentru $0 < \varepsilon < 12°$ coeficientului k se menține constant pentru $v > 1$ m/s. ($R_e > 2500$).

3. La numere Reynolds mici, $R_e = \frac{v \cdot r}{v} < 2500$ (r = raza prizei de presiune totală) apar diferențe sensibile ale lui k pentru diferite unghiuri ε, ceea ce confirmă și completează concluziile stabilite de Panell în legătură cu funcționarea acestor instrumente în aer [1].

4. Tuburile de față sînt mai sensibile decît tuburile Prandtl la înclinații ale axei față de direcția curentului deoarece partea frontală este prea bombată [1] și secțiunea suportului prezintă variații bruște care produc perturbații ale curentului.

Ca o observație finală trebuie precizat că în cazul unor măsurători de precizie se impune etalonarea tuburilor în mediul în care se face măsurătoarea. De asemenea, la măsurarea vitezelor mai mici decît 1 m/s trebuie să se dea mare atenție atît la fixarea instrumentului cît și la alegerea coeficientului k.



Fig, 10. Constanta de corecție a sondei diferențiale la deviații nule

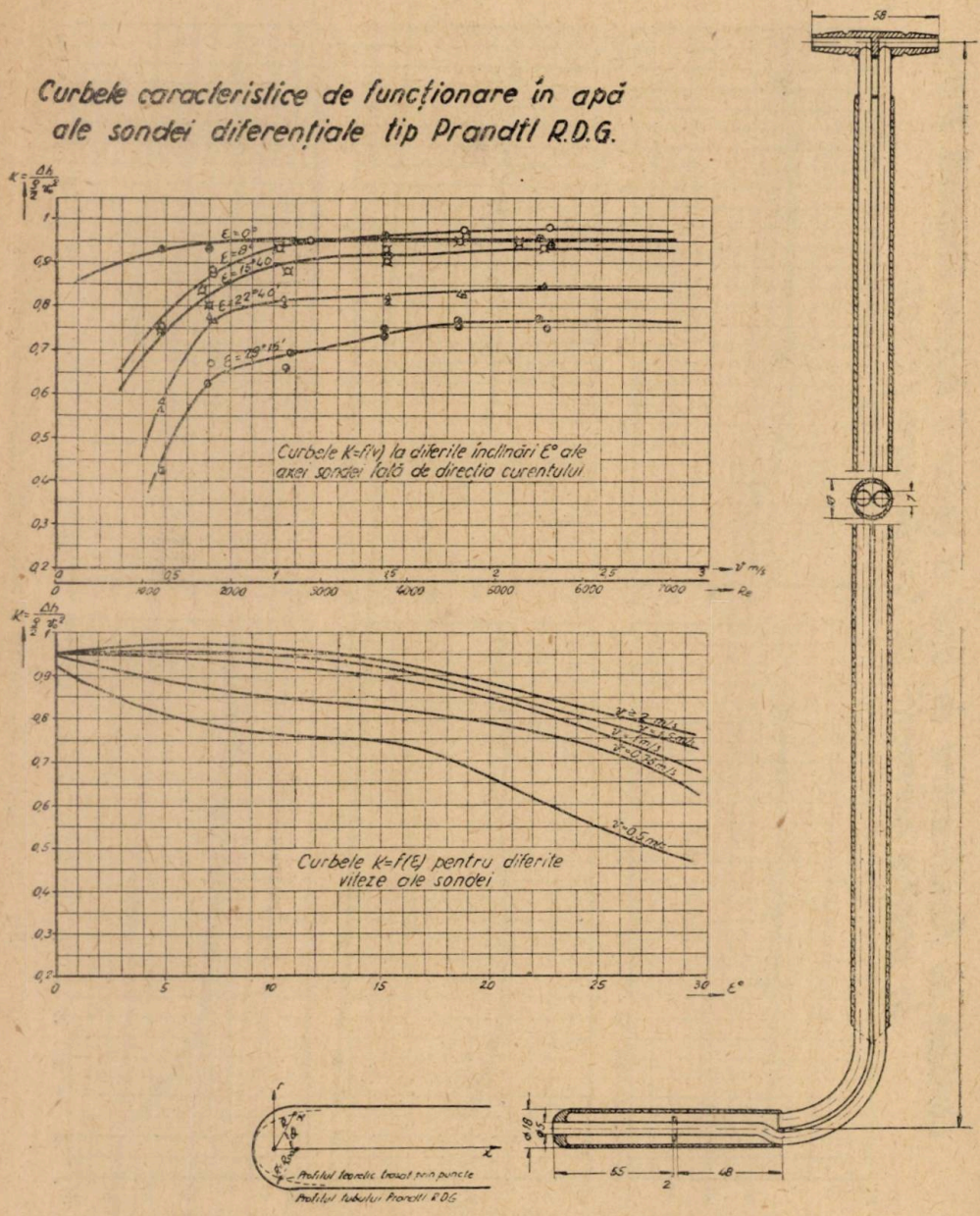


Fig. 11. Constanta de corecție a sondei pentru diferite deviații

BIBLIOGRAFIE

1. Handbuch der Experimentalphysik. Hidro und aerodynamik von Schiller. IV. 1 Teil. Akademische Verlagsgesellschaft M. B. H. Leipzig.
2. T. L. Povh, *Modelirovanie gidravliceskih turbin v vozduşnih potokah*, Gosenergoizdat, Moscva 1955.
3. Acad. Elie Carafoli şi Teodor Oroveanu, *Mecanica Fulidelor* vol. I, Ed. Academiei R.P.R., 1952.
4. Acad. Elie Carafoli, *Aerodinamica*, Ed. Tehnică, 1951.
5. M. T. Nevelson, *Tentrobejnie ventilatori*, Gosenergoizdat, 1954.
6. R. C. Pankhurst şi D. W. Holder, *Tehnica experimenta v aerodinamiceskih trubah*, Izdatelistvo. Inostrannoi literaturi, Moscva 1955.
7. C. O. Popov, *Nekotorie zadaci i metodi eksperimentalinoi aeromehaniki*. Tehnico — teoreticeskoi literaturi, Moscva 1952.
8. N. A. Takovlev, *Teoria i rasciot avtomobilea*. Maşghiz. Moscva 1949.
9. A. Tenot, *Lecons de Mecanique Physique des Fluides*. Dunod — Paris 1938.

ÉTUDE CRITIQUE SUR QUELQUES APPAREILS POUR LA MESURE DE LA VITESSE DU COURANT DANS L'EAU

(RÉSUMÉ)

Le présent travail donne les résultats expérimentaux obtenus à l'essai dans l'eau de sept sondes différentielles, exécutées dans la République Démocratique Allemande, employées pour la mesure des vitesses dans l'eau.

On présente d'abord le tube Prandtl qui, grâce à la forme du profil et à la construction soignée, présente la coefficient $k=1$. Ensuite on établit les conditions de fonctionnement des tubes essayés et on donne des indications concernant leur emploi à différentes vitesses.

On présente encore la station de recherches expérimentales sur les résistances à l'avancement dans l'eau et sur les appareils hydrométriques. Le problème du chariot de traînage trouve une solution intéressante: avec un moteur électrique asynchrone et un différentiel on réalise une variation de vitesses entre 0 et 6 m/s.

КРИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ НЕКАТОРЫХ АППАРАТОВ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ СКОРОСТИ ТЕЧЕНИЯ ВОДЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе приводяться опытные данные полученные при испытании в воде семи диференциальных зондов производства Г. Д. Р., использованных для измерения скоростей в воде.

После описания зондов Прандтль, которые благодаря форме профиля иаккуратной выделке могут считаться имеющими коэфициент $k = 1$, устанавливаются условия работы испытанных зондов и даются указания в связи с их использованием на различных скоростях,

Описывается установка для опытных исследований сопротивлений при передвижении в воде и для гидрометрических аппаратов.

Вопрос электрической тележки разрешается особенно интересно, т. к. осущкствляется изменение скоростей от 0 — 6 м/с с одним асинхронным электромотором и одним диференциалом.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONTRIBUŢIE ÎN PRACTICA ARDERII COMBUSTIBILILOR LICHIZI GREI IN ARZĂTOARE DE MICĂ PUTERE[1])

DE

BARBU VIRGIL şi UNGUREANU CORNEL

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956.

Tema lucrării de faţă îşi propunea în momentul abordării ei a elabora, pe bază de studii şi încercări, un tip de arzător de mică putere cu motorină sau combustibil de calorifer, potrivit pentru utilizări menajere: încălzirea sobelor din locuinţe, baie, birouri, maşini de gătit, instalaţii mici de calorifer, etc.

Ardere perfectă şi completă, încărcare termică mare — spre a putea fi utilizat în orice focar menajer, obişnuit de dimensiuni reduse —, simplitate constructivă şi tehnologică — spre a putea fi accesibil —, pornire şi exploatare uşoară, continuitate şi siguranţă în funcţionare erau calităţi pe care trebuia să le îndeplinească arzătorul ce urma a fi realizat.

Satisfacerea acestor numeroase cerinţe nu a fost deloc uşoară, necesitînd studii şi experimentări îndelungate.

De la început ne-am îndreptat atenţia înspre metodele moderne de ardere: ardere fără flacără a combustibililor gazoşi şi arderea prin gazeificare prealabilă a combustibililor lichizi grei.

Se ştie că prin arderea omogen-heterogenă sau fără flacără a combustibililor gazoşi, constînd în trecerea combustibilului peste o suprafaţă incandescentă dintr-un material refractar, procesul de ardere se intensifică considerabil (creşte viteza de reacţie). Acest efect de activare în prezenţa materialelor refractare incandescente se datoreşte acţiunii suprapuse a unor factori multiplica radiaţia termică a suprafeţei materialului refractar asupra moleculelor amestecului gazos, hidrodinamica curentului gazos prin formarea curenţilor turbulenţi, formarea şi stabilizarea frontului de ardere, efectul catalitic al pereţilor (în oarecare măsură), formarea la suprafaţa pereţilor a unor produşi interme-

[1]) La încercările experimentale au luat parte şi tov. Bejan Ion, Theil Helmut şi Ardelean Zeno.

diari, radicali şi aldehide, care continuă apoi lanţul reacţiilor în volum a amestecului ş. a.

Dintre avantajele rezultate în urma unei astfel de activări a procesului de ardere amintim:

1. Arderea perfectă şi completă a combustibilului cu un excedent de aer $\lambda = 1{,}05—1{,}10$, mai mic decît în arderea obişnuită ($\lambda = 1{,}15—1{,}25$) la care întîlnim totuşi pierderi prin ardere incompletă şi imperfectă ce pot ajunge, după cum se ştie, pînă la 30% în unele cazuri defavorabile.

2. Creşterea temperaturii la care are loc reacţia arderii şi în consecinţă mărirea vitezei de reacţie şi stabilităţii ei. Suprafeţele radiate nu mai influenţează direct temperatura de ardere, putîndu-se ajunge astfel la temperaturi apropiate de temperatura teoretică.

3. Creşterea cantităţii de căldură transmisă prin radiaţie în cazul trecerii gazelor de ardere peste spărturi de şamotă — aşa numita ardere prin şocuri — datorită coeficientului de radiaţie ε mai mare în cazul şamotei ($\varepsilon = 3{,}5 \div 4$) decît în acela al flacării de gaz, mai ales în cazul unei flacări albastre.

Focarul funcţionează astfel în ceea ce priveşte transmiterea căldurii ca în cazul unui combustibil solid de calitate superioară.

4. Creşterea încărcării termice a spaţiului de ardere; în cazul arderii obişnuite o mare parte din volumul focarului era necesară pentru realizarea procesului de amestec, care se desfăşura destul de încet.

Solicitarea termică a spaţiului de ardere poate depăşi astfel de 50—100 ori solicitările termice normale, putînd ajunge pînă la 20 mil. kcal/m³ oră.

Deşi cunoscute de mai bine de 40 de ani, principiile arderii omogen-heterogene nu au fost folosite raţional decît în ultimii ani, în urma studiului sistematic şi experimentărilor întreprinse de Inst. Unional de cercetări ştiinţifice termotehnice (VNIIT—URSS).

In cazul combustibililor lichizi grei, procesul de ardere obişnuită, în urma aducerii acestora în stare de suspensie într-un curent de aer impune trecerea printr-o serie de stadii succesive: vaporizare, descompunere pirogenetică (cracare) — cu degajare intensă de cocs sub formă de funingine, dacă nu se prevede o introducere specială de aer primar —, amestecare intimă cu aerul şi apoi, ca rezultat, arderea.

După interpretările moderne procesul de ardere propriu-zisă are loc numai la periferia zonei flacării, care se prezintă ca şi cînd ar fi o cămaşă (un înveliş) de foc destul de subţire, în care procesul se desfăşoară după legea unei arderi omogene. Viteza de desfăşurare a procesului de ardere în ansamblu depinde astfel în mare măsură de viteza de desfăşurare a stadiilor prealabile: vaporizare şi pirogenare. La rîndul lui procesul de vaporizare depinde, în afară de condiţiile termice, şi de gradul de dispersare (pulverizare) a combustibilului.

Intr-o lucrare a Prof. G. E. Knorre şi B. D. Kaţnelson (v. [4]) se studiază efectul preîncălzirii şi gazeificării păcurei asupra vitezei de desfăşurare a procesului de ardere. Pe baza concluziilor rezultate în urma experimentării într-un aşa numit „stand termic" se ajunge la o construcţie de arzător originală.

In acest arzător, pulverizarea păcurei, după preîncălzirea acesteia în urma trecerii printr-o serpentină sub efectul radiaţiei flăcării, se face într-o cameră

aşa numită de gazeificare. In urma reacţiei cu o cantitate redusă de aer (efect optim pentru aproximativ 11% din cantitatea de aer necesară arderii teoretice), constituind aşa numitul aer primar, în parcurgerea acestei camere combustibilul se descompune pirogenetic. Restul de aer necesar arderii, aerul secundar, se introduce sub o presiune de aproximativ 200 mm H_2O, la ieşirea din camera de gazeificare, unde începe arderea propriu-zisă a combustibilului.

Toate aceste rezultate ne-au fost un preţios îndreptar în experimentările noastre. Trebuie spus că au fost încercate peste 30 variante ale principalelor tipuri reprezentate în fig. 1, 2 şi 3. In toate cazurile piesa centrală a arzătorului o constituia tubul de flacără *1*, realizat iniţial din fontă, apoi din material refractar. Gazeificarea combustibilului şi activarea arderii se datora tocmai prezenţei acestui tub adus la incandescenţă.

Principiul de funcţionare al arzătoarelor cu dispoziţia verticală a tubului de lacără (fig. 1 şi 2) este întru totul similară

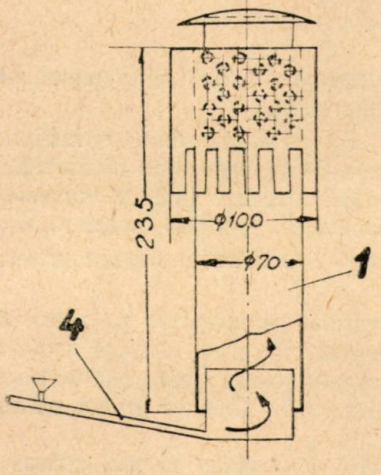


Fig. 1. Arzător vertical

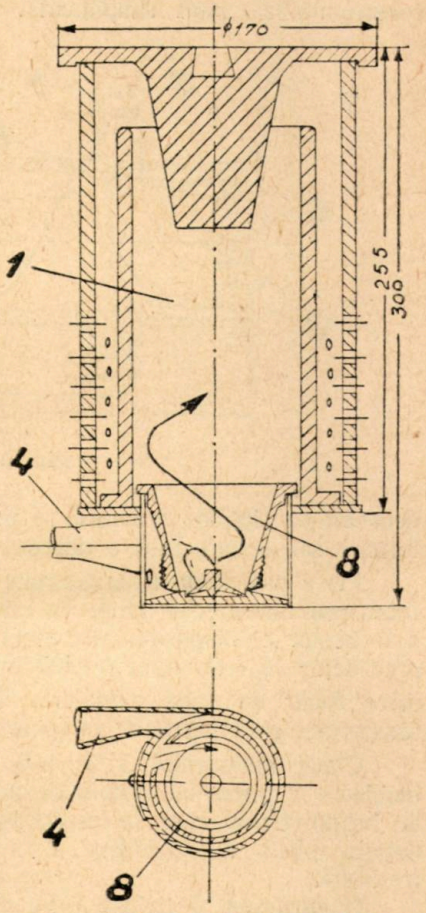


Fig. 2. Arzător vertical (variantă)

principiului funcţionării arzătoarelor orizontale, pe care îl vom explica în cele ce urmează pentru soluţia finală.

Dificultăţi în ceea ce priveşte montarea în focarele sobelor de teracotă, puţin înalte, în aprinderea şi supravegherea arderii, în demontarea aparatului pentru curăţirea depunerilor de cocs care obturau cu timpul intrarea aerului şi înrăutăţeau arderea, ne-au determinat a renunţa curînd la soluţia dispunerii verticale, deşi rezultatele comportării erau satisfăcătoare.

Dispoziţia orizontală a arzătorului promitea mai mult şi într-adevăr, prin ultimul tip experimental pe care îl prezentăm în lucrarea de faţă, considerăm că am răspuns tuturor problemelor propuse, atît din punct de vedere al tehnologiei şi deci şi al costului, cît şi din punct de vedere al exploatării şi al securităţii. Rezultatele obţinute sînt dintre cele mai bune.

Arzătorul arată ca în fig. 3 alăturată. Faţă de alte variante încercate construcţia este mult simplificată. Tehnologia executării întregului arzător este

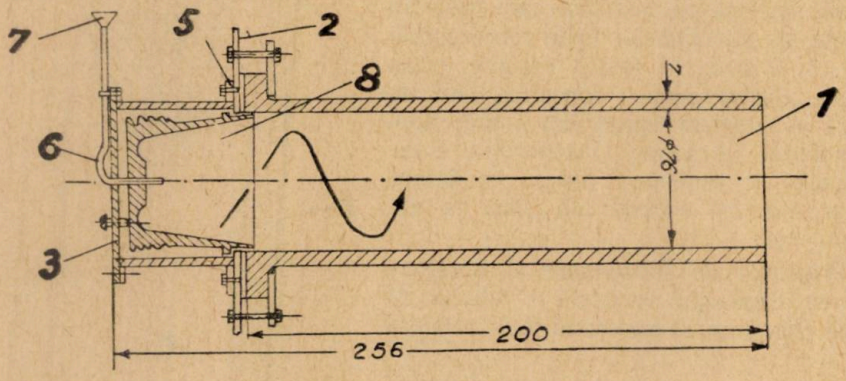


Fig. 3. Arzător orizontal

deosebit de simplă: arzătorul se poate executa aproape în întregime numai prin turnare sau sudare fără a necesita prelucrări ulterioare.

Piesa principală a arzătorului o constituie de asemenea tubul refractar *1* fixat, prin intermediul flanşei cu care este prevăzut, de uşa sau placa de închidere a focarului *2*; dispoziţia orizontală şi dimensiunile lui reduse faţă de variantele precedente ($d_e = 90$ mm, $l = 200$ mm) dau posibilitatea montării arzătorului în orice focar de sobă menajeră. Tubul refractar *1* constituie singura piesă a arzătorului care pătrunde în focarul sobei.

Capul arzătorului *3* se află în afara focarului, montat tot pe placa de închidere 2 printr-un sistem de prindere „baionetă". Printr-o simplă ridicare de braţul *4* prin care se insuflă aerul de combustiune, capul arzătorului se poate detaşa, placa de închidere *2* cu tubul de ardere *1* rămînînd fixate pe uşa focarului.

O garnitură *5* strînsă între capul arzătorului *3* şi placa *2* prin apăsarea braţului *4* asigură etanşarea.

In interiorul capului *3* se află o bucşă *8* cu pereţi înclinaţi, din fontă (şi mai bine din material refractar) prevăzută cu o fereastră tangenţială pentru pătrunderea aerului necesar combustiunii. In centrul peretelui de fund al bucşei se află înşurubată conducta de aducere a combustibilului *6*, curgînd prin cădere liberă (prin picurare) în pîlnia *7*. Pulverizarea combustibilului, oricît de grosieră, ar fi îmbunătăţit desigur procesul arderii, dar ar fi scumpit construcţia.

Aerul necesar combustiunii, trimis de un ventilator sub o presiune de cca 70 mm H_2O pătrunde astfel tangenţial în spaţiul inelar al capului arzătorului

închis de bucşa *8* şi, de aici, după spălarea bucşei pe aproape $^3/_4$ din periferia sa în scopul preîncălzirii, pătrunde de asemenea tangenţial în camera de gazeificare a combustibilului limitată de suprafaţa interioară a bucşei *8*.

Combustibilul preîncălzit de-a lungul tubului de ardere *6* (prin conductibilitate) cade pe suprafaţa interioară înclinată a bucşei unde se vaporizează şi se pirogenează.

Pereţii înclinaţi ai bucşei au tocmai rolul de a asigura temperatura necesară gazeificării şi preîncălzirii aerului, sub efectul radiaţiei.

Modificarea unghiului de înclinaţie a peretelui va influenţa desigur această temperatură; ca valoare optimă ne-am fixat la un unghi de cca 25°.

Incercări cu diferite lungimi ale tubului de aducere a combustibilului, adică la diferite poziţii relative ale căderii combustibilului pe peretele înclinat al bucşei faţă de întrarea aerului, au arătat că rezultatele cele mai bune se obţin în cazul unor lungimi minime ale acestui tub. Acest lucru se poate explica prin faptul că în acest caz, introducerea combustibilului se face în amonte de introducerea aerului, ceea ce face ca numai o mică parte din aerul necesar combustiunii să vină în contact cu combustibilul în gazeificare (aerul primar), cu atît mai mică cu cît tubul de aducere se află mai departe de întrarea aerului. Rezultatele negative obţinute într-o serie de încercări cu introducerea unei părţi din aerul necesar arderii axial, în jurul tubului de aducere, pot fi explicate în această lumină: cantitatea de aer în contact cu combustibilul în timpul gazeificării era prea mare.

Produsele gazeificării sînt apoi antrenate de curentul principal de aer într-o mişcare de rotaţie puternică, prin introducerea tangenţială a acestuia. Rezultă astfel un amestec intim între aceste produse şi aer, presat în urma turbionării asupra pereţilor bucşei *8* şi apoi asupra tubului de ardere *1*, de temperaturi tot mai ridicate. In aceste condiţii începe arderea propriu-zisă. In urma degajării intense de căldură tubul refractar se află în stare de incandescenţă activînd puternic procesul de ardere ca rezultat al acţiunii suprapuse a factorilor multipli arătaţi în partea introductivă a lucrării. Formarea şi stabilizarea frontului de ardere pe suprafaţa interioară a tubului refractar incandescent şi centrifugarea puternică a moleculelor amestecului spre acest front, în urma turbionării, face ca procesul de ardere să se desfăşoare atît de intens şi atît de complet, încît la ieşirea din tubul refractar arderea este aproape terminată. O cărămidă refractară, sau spărturi de şamotă în drumul gazelor de ardere în imediata apropiere a ieşirii din tubul refractar asigură terminarea arderii. Intregul proces de ardere se termină astfel pe o lungime de cca 200 mm. Rezultatele măsurătorilor au arătat o ardere completă şi perfectă, fără tendinţe de înrăutăţire. Depunerile de cocs sînt neglijabile,

Soluţia prezentată rezolvă simplu şi problema pornirii (aprinderii): aprinderea se realizează prin introducerea cîtorva bucăţi de lemn, înmuiate în petrol sau chiar motorină, în tubul de ardere *1*, după scoaterea capului arzătorului *3*; se dă foc acestora şi, după pornirea ventilatorului, capul arzătorului se montează la loc. Dintr-un vas auxiliar se alimentează arzătorul cu combustibil mai uşor (petrol sau motorină) pînă ce tubul de ardere *1* ajunge la incandescenţă (cca 100 gr), după care se poate trece la arderea combustibilului special, mai greu, din vasul principal de alimentare. De observat că în cazul folosirii motorinei drept combustibil de bază, arzătorul nu necesită un alt combustibil pentru aprindere.

Ventilatorul de însuflare se află montat rigid sau elastic pe ţeava (braţul *4*) de alimentare cu aer şi se detaşează de la arzător împreună cu capul *3* al acestuia.

Problema aprinderii nu prezintă astfel nici o dificultate; totodată cu ocazia aprinderii se dă şi posibilitatea reviziei arzătorului şi eventualei lui curăţiri.

Procesul combustiunii poate fi urmărit şi reglat (prin varierea cantităţilor de combustibil şi aer) prin intermediul unei ferestre de observaţie din placa de fixare *2*, închisă cu mică.

Problema securităţii ar consta în evitarea posibilităţii de alimentare a arzătorului cu combustibil în eventualitatea opririi ventilatorului. In acest caz arzătorul s-ar stinge, iar combustibilul ce ar continua să pătrundă în arzător s-ar volatiliza putînd ajunge uşor la amestecuri explozive dintre cele mai periculoase.

Pentru evitarea acestei eventualităţi am adoptat arzătorului un sistem de siguranţă mecanic, mai exact pneumatic, de asemenea de concepţie proprie, reprezentat în fig. 4.

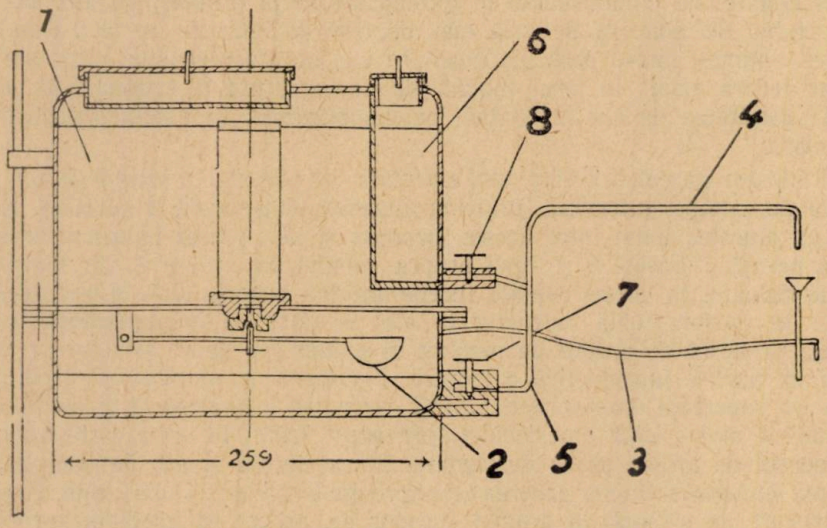


Fig. 4. Sistemul de alimentare cu combustibil

In rezervorul principal *1* combustibilul se poate păstra la un nivel constant prin alimentarea printr-un plutitor *2* (similar alimentării carburatoarelor). Deasupra acestui nivel constant, printr-o legătură *3* cu ţeava de refulare a ventilatorului se asigură o suprapresiune egală cu sarcina acestuia (60—70 mm H_2O). Combustibilul alimentează arzătorul tocmai datorită acestei suprapresiuni. La încetarea funcţionării ventilatorului (întreruperea temporară a tensiunii din cauze proprii reţelei sau centralei) dispare şi suprapresiunea din rezervorul principal şi cu aceasta încetează şi alimentarea cu combustibil. Datorită sifonului *4* cu care este prevăzută conducta de alimentare *5*, o nouă pornire a ventilatorului nu mai poate amorsa alimentarea cu combustibil; amorsarea alimentării cu combustibil trebuie făcută printr-o operaţie specială, odată cu reaprinderea arzătorului.

Această operaţie constă în alimentarea arzătorului cu combustibil din vasul auxiliar de pornire *6*; după aducerea tubului refractar la incandescenţă se deschide ventilul de reglare *7* al combustibilului de bază şi se închide ventilul *8* al combustibilului de pornire.

Rezultatele încercărilor sînt centralizate în tabela de mai jos:

Proba	Combustibil	Consum combustibil kg/oră	Căldură dezvoltată kcal/oră	Consum de aer m^3N/oră	Consum de aer m^3N pe kg comb.	Încărcarea termică a camerei de ardere	CO în gazele de ardere	λ	*) Δp mm H_2O	**) q_3+q_4 %	Obs.
1	Special de calorifer	1,350	13020	15,90	11,78	$13,6\cdot10^6$	—	1,10	73	—	Regim forţat
2	„	1,235	11910	15,08	12,20	$12,5\cdot10^6$	—	1,14	75	—	—
3	„	1,190	11500	15,16	12,72	$12,0\cdot10^6$	—	1,19	75	—	—
4	„	1,087	10500	13,30	12,30	$11,0\cdot10^6$	—	1,15	50,5	—	—
5	„	0,963	9300	13,02	13,50	$10,1\cdot10^6$	—	1,26	51	—	—
6	Motorină	1,300	11800	15,81	12,08	$12,3\cdot10^6$	—	1,12	74	—	—
7	„	1,265	11500	15,87	12,54	$12,0\cdot10^6$	—	1,16	74	—	—

*) Suprapresiunea de insuflare a aerului.

**) Pierderi prin ardere chimic şi mecanic incompletă.

Caracteristicile combustibililor utilizaţi sînt:

Motorină: putere calorifică: $H_i=9080$ kcal/kg, $H_s=9930$ kcal/kg, analiza elementară: $c=0,84$, $h=0,128$, rest 0,032; punctul de inflamabilitate 101°C.

Combustibil special: puterea calorifică: $H_i=9650$ kcal/kg, $H_s=10564$ kcal/kg; analiza elementară: $c=0,852$, $h=0,118$, rest 0,03; punctul de inflamabilitate 125°C; cocs 7,10%; viscositate 1,74°E la 20°C.

Datele din tabela de mai sus se referă la încercările arzătorului cu un tub de ardere de 200 mm lungime; am obţinut rezultate la fel de bune şi cu un tub de numai 100 mm lungime, ajungînd la încărcări termice în jurul a $20\cdot10^6$ kcal/m^3oră.

Arzătorul prezentat poate dezvolta astfel, după datele din tablou, 9 000—13 000 kcal/oră, necesitînd 13—16 m^3N/oră insuflat cu o suprapresiune de 50—75 mm H_2O. Coeficienţii de excedent de aer variază între 1,1 şi 1,26, funcţie de încărcarea arzătorului şi combustibilul utilizat; regimuri de încărcare

ridicate şi combustibili mai uşori (motorină, petrol lampant) sînt favorabile din acest punct de vedere.

Alte rezultate ale măsurătorilor: temperatura de preîncălzire a combustibilului ~80°C, temperatura de preîncălzire a aerului ~120°C, temperatura suprafeţei exterioare a tubului de ardere 840—900°C, temperatura flacării (regim forţat) 1 260—1 300°C, viteza tangenţială a aerului la intrare w=30–50 m/s.

Remarcăm că am obţinut rezultate satisfăcătoare în comportarea arzătorului şi pentru regimuri situate înafara intervalului cuprins în tabela de mai sus, ajungînd pînă la aproximativ 16 000 kcal/oră (130 mm H_2O suprapresiune de insuflare) în regim de supraîncarcare şi 5 000 kcal/oră (22,5 mm H_2O suprapresiune) în sarcină redusă.

De observat că în cazul regimului de supraîncărcare arderea capătă un caracter discontinuu (apar şocuri), mai pronunţat în cazul combustibililor mai volatili (petrol lampant, de exemplu), cu atît mai pronunţat cu cît suprapresiunea de insuflare este mai ridicată. Apariţia acestui fenomen (în jurul a 70 mm H_2O suprapresiune de insuflare în cazul petrolului lampant şi 120 mm H_2O în cazul combustibilului special) s-ar putea explica prin ruperea în picături a peliculei de combustibil de pe pereţii bucşei de gazeificare de către aerul insuflat cu viteză prea mare, rupere cu atît mai pronunţată cu cît combustibilul este mai puţin vîscos. Valoarea ridicată a componentei axiale a vitezei gazelor face ca picătura antrenată să ajungă din nou la perete suficient de departe de locul de rupere spre a întîlni un perete incandescent; caracterul discontinuu al arderii s-ar datora tocmai volatilizării şi arderii brusce, explozive a acestor picături.

Regimurile de sarcină redusă, sub încărcările din tablou, prezintă dezavantajul unor coeficienţi de excedent de valori ridicate (putînd ajunge pînă la $\lambda = 1{,}6$) mai ales în cazul combustibililor grei.

Remarcăm de asemenea că arzătorul a avut o comportare deosebit de bună şi în cazul unui tub de ardere executat din fontă. De altfel majoritatea încercărilor le-am executat cu astfel de tuburi. Tuburile de fontă au însă dezavantajul limitării temperaturii de ardere (în jurul temperaturii de topire a fontei) şi al unor depuneri mai mari de cocs, sub influenţa catalitică a suprafeţei pereţilor (prezenţa carbonului); de aici necesitatea unor coeficienţi de excedent mai mari şi a unor intervale de timp între două curăţiri mai scurte (circa 6 ore). În cazul tuburilor din material refractar depunerea de cocs pe tubul de ardere este inexistentă. Depuneri neînsemnate se formează totuşi în camera de gazeificare (în cazul bucşei de fontă) care se înlătură cu uşurinţă cu ocazia aprinderii.

BIBLIOGRAFIE

1. D. F. Tarik, Arderea fără flacără a gazului natural prin metoda şocurilor. Za economiu topliva 1951, nr. 9.

2. G. F. Knorre, *Cercetări ale proceselor de ardere ale combustibilului natural*.

3. I. P. Liubimov, Arderea cu flacără scurtă a păcurei cu viscozitate mare ca metodă de îmbunătăţire a procesului ei de ardere. Buletin energetic 1951, nr. 8.

4. A. V. Arseev, Arderea fără flacără a gazului de furnal. Probleme de energetică ISRS 1953.

5. N. N. Semenov, Problemele de bază ale teoriei moderne a arderii omogene în sistemele gazoase omogene. Izvestia Akademii Nauk SSSR 1953, nr. 5.
6. A. S. Predvoditelev, Studiul de dezvoltare a teoriei arderii omogen-heterogene Izvestia Akademii Nauk SSSR 1953, nr. 5.

CONTRIBUTIONS À L'EMPLOI DES COMBUSTIBLES LIQUIDES LOURDS DANS LES BRÛLEURS DE FAIBLE PUISSANCE

(RÉSUMÉ)

Tout en tenant compte des dernières réalisations de la technique moderne, notamment de la technique soviétique, dans le domaine de la combustion, les auteurs, après de longues études et des essais de différents brûleurs de construction propre, en proposent un qui réunit le système de la combustion à gazéification préalable à celui de la combustion sans flamme.

Les principales qualités de ce brûleur sont: simplicité constructive, dimensions réduites, continuité du fonctionnement, allumage et emploi faciles, sollicitation thermique élevée.

On a muni le brûleur aussi d'un dispositif original de sécurité.

Outre la présentation d'un nouveau modèle de brûleur, le travail constitue aussi le premier essai d'un nouveau système de combustion, dont le but est de résoudre le problème de la combustion aux liquides lourds dans les brûleurs de faible puissance.

НЕКОТОРЫЕ ДОПОЛНЕНИЯ К ПРАКТИКЕ УПОТРЕБЛЕНИЯ МАЛОМОЩНЫХ ГОРЕЛОК НА ЖИДКОМ ТЯЖЕЛОМ ГОРЮЧЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Основываясь на последних достижениях современной техники, в особенности советской, в области горения, после долгого изучения и продолжительных испытаний, был установлен тип предлогаемой горелки, основанный на соединении типов горелки с предварительной газификацией и с безпламенным горением.

Простота конструкции, небольшие размеры, беспрерывность горения, легкость зажигания, высокий тепловой коэфициент — составляют главные качества этой горелки.

Предохранитель, которым она снабжена — также сконструирован нами.

Таким образом, в области горения тяжелых жидких горючих в маломощных горелках, работа выдвигает не только новый тип горелки, но и представляет собою первые попытки применения нового вида горения.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

STUDIU CRITIC ASUPRA POMPELOR DE NOROIU SH—5—300 ŞI SH—5—250

DE
A. BĂRGLĂZAN, membru coresp. al Acad. R. P. R., I. ANTON şi I. PREDA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

In tehnica modernă un loc deosebit de important îl ocupă hidromecanizarea, respectiv transportul materialelor solide în suspensie prin pompare, din cauza avantajelor deosebite pe cari le prezintă. Barajele marilor hidrocentrale de la Stalingrad şi Kuibişev au fost realizate din pămînt transportat de la mari distanţe prin pompare. Această metodă este economică, de mare productivitate iar calitatea barajului este superioară faţă de barajele construite din anrocamente.

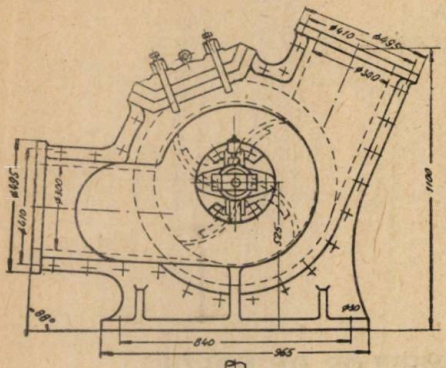
Pompele cari acţionează asupra unui amestec de apă cu 20%—40% corpuri solide în suspensie poartă denumirea de pompe de noroiu (pulpă, turbă, pastă, etc.). Toate aceste pompe nu prezintă probleme speciale din punct de vedere al calculului hidraulic faţă de pompele cari funcţionează cu apă curată. Incercările efectuate în cadrul Institutului Unional din industria turbei U. R. S. S., au arătat că la o pompă dată curba $Q=f(H)$ corespunzătoare funcţionării cu turbă nu diferă esenţial de $Q=f(H)$ pentru apă curată [2].

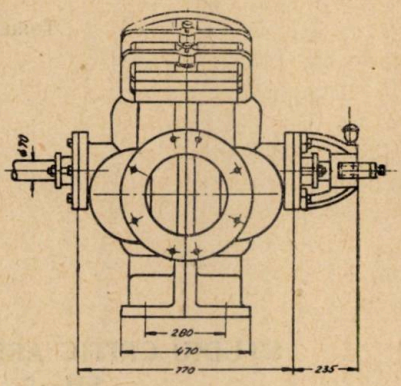
Deosebirile care există sînt de ordin constructiv. Pentru că aceste pompe se pot înfunda cu uşurinţă şi sînt supuse unei uzuri puternice trebuiesc construite în aşa fel încît să se poată curăţi uşor şi să fie robuste.

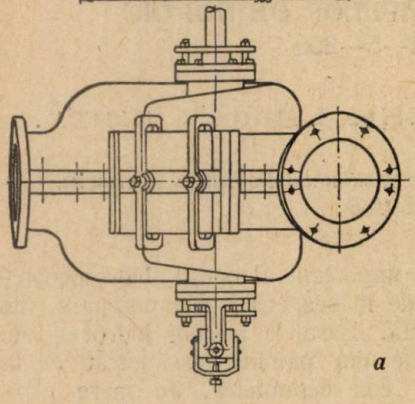
Elementele constructive care corespund acestor necesităţi sînt următoarele: canalele rotorului largi, numărul mic de palete, forma paletelor îngroşată şi rotunjită [1] [2] [4] [5].

Se vor evita schimbările bruşte de direcţie şi locurile unde s-ar depozita şi aglomera impurităţi. Se prevăd capace de curăţire şi spălare, se prevede o căptuşală interioară a carcasei cu posibilităţi de schimbare. Se evită trecerea arborelui prin zona de aspiraţie — deci se impune construcţia în consolă. Se evită discul de echilibrare pentru preluarea împingerii axiale [7].

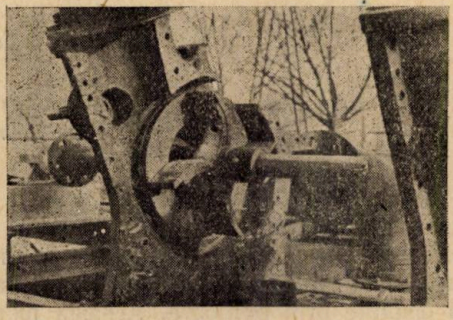
BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM
KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

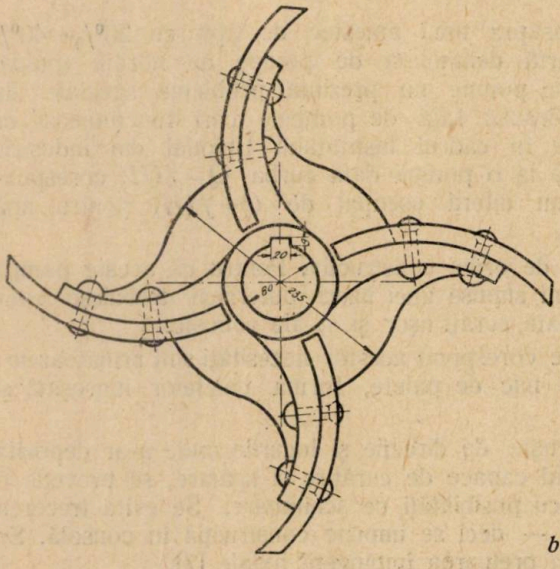






a





b

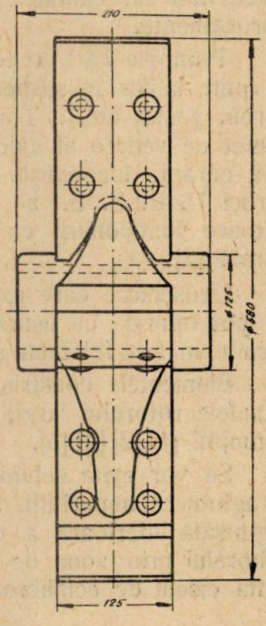


Fig. 1 *a* şi *b*. Pompa de noroiu SH—5—300

Pompele SH—5—300 şi SH—5—250 sînt pompe de noroiu atît din punct de vedere a funcţionării cît şi al construcţiei. Sînt printre primele pompe de acest tip construite la noi în ţară.

Pompa SH—5—300 este construită ca o pompă cu intrare dublă, echilibrare hidraulică tota'ă, cu capace de vizitare şi curăţire precum şi cu posibilitatea demontării în planul radial. Rotorul (fig. 1 *b*) are 4 palete cu posibilitatea înlocuirei feţei active după uzură. Unghiurile constructive ale paletei sînt $\beta_1 = 90°$ şi $\beta_2 = 50°$. Pereţii carcasei sînt groşi pentru a rezista la uzură.

Pompa SH—5—250 (fig. 2 *a*) de asemenea construită ca o pompă cu intrare dublă şi cu rotor normal (fig. 2 *b*) prevăzut cu 6 palete. Unghiul β_1 şi β_2 au valorile $\beta_1 = 110°$ şi $\beta_2 = 65°$. Este secţionată în planul axial.

Pentru ca studiul critic al acestor pompe să fie complet am procedat la încercarea acestora în Laboratorul de Maşini Hidraulice amenajînd în acest scop o staţiune specială pentru încercarea pompelor de debit şi putere mare.

In timpul încercărilor s-au efectuat măsurători asupra debitului Q, sarcinei de aspiraţie H_s, şi refulare H_r, puterii absorbite N, precum şi turaţiei n.

Debitul s-a măsurat cu un deversor cu pereţii subţiri. Eroarea maximă $\varepsilon_Q = \pm 1{,}83\%$.

Sarcina de aspiraţie s-a măsurat cu vacuumetrul iar cea de refulare simultan cu manometru de precizie şi piezometru cu mercur. $\varepsilon_{H_r} = 1{,}5\% \varepsilon_{H_s} = \pm 1{,}6\%$.

Pentru a determina presiunea medie în secţiunea de la eşire s-au luat mai multe prize cari s-au racordat la priza piezometrului (fig. 3).

Turaţia s-a măsurat cu un tachometru de mînă. Eroarea maximă care a avut loc este $\varepsilon_n = 1\%$.

Puterea N absorbită de pompă a fost măsurată cu o cuplă torsiometrică (fig. 4 *a*). Insistăm puţin asupra construcţiei şi funcţionării cuplei torsiometrice întrucît ea a fost studiată, realizată şi pusă în funcţiune în acest scop.

Cupla torsiometrică permite măsurarea puterii absorbite N cu o mare precizie. Ea s-a realizat sub formă de cuplaj dinamometric între motorul de antrenare şi pompă. Momentul de torsiune se transmite de la motorul de antrenare la pompă prin intermediul unei bare elastice şi este determinat dacă cunoaştem deformaţia unghiulară a barei. Deformaţia unghiulară se citeşte cu ajutorul unui dispozitiv stroboscopic.

Dispozitivul stroboscopic s-a realizat prin construcţia a trei discuri din aluminiu, dintre cari două A şi B solidare între ele, sînt fixate pe unul din capetele barei de torsiune iar al treilea fixat de celălalt capăt. In acest fel cînd bara elastică se torsionează cu unghiul $\varphi°$ discul C are o deplasare unghiulară relativă faţă de discurile A şi B egală cu unghiul $\varphi°$.

Pentru citirea acestei deplasări discul C este prevăzut cu un cadran gradat din celuloid, iar discul B are o fereastră şi o fantă fină. De asemenea discul A este prevăzut cu o fantă şi un tub sistem lunetă unde se face citirea (fig. 4 *b*). Ochiul observatorului percepe clar diviziunea de pe cadranul din celuloid la o turaţie dată a cuplei, luminînd puternic dinspre C. Sensul de rotaţie este indiferent. Turaţia maximă admisibilă este $n = 3\,500$ rot/min. Torsiunea barei elastice este independentă de forţa centrifugă de aceea a fost

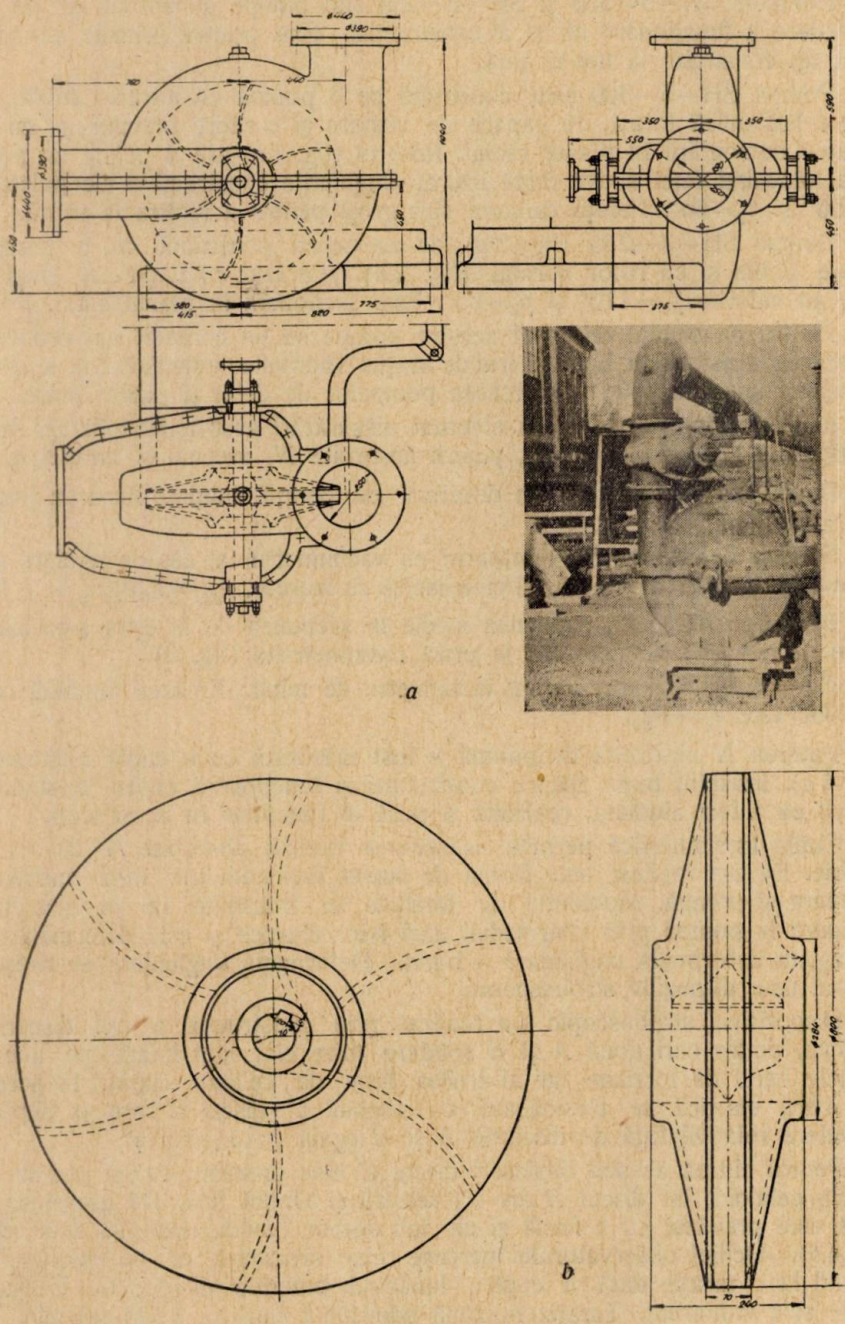


Fig. 2 *a* și *b*. Pompa de noroiu SH—5 –250

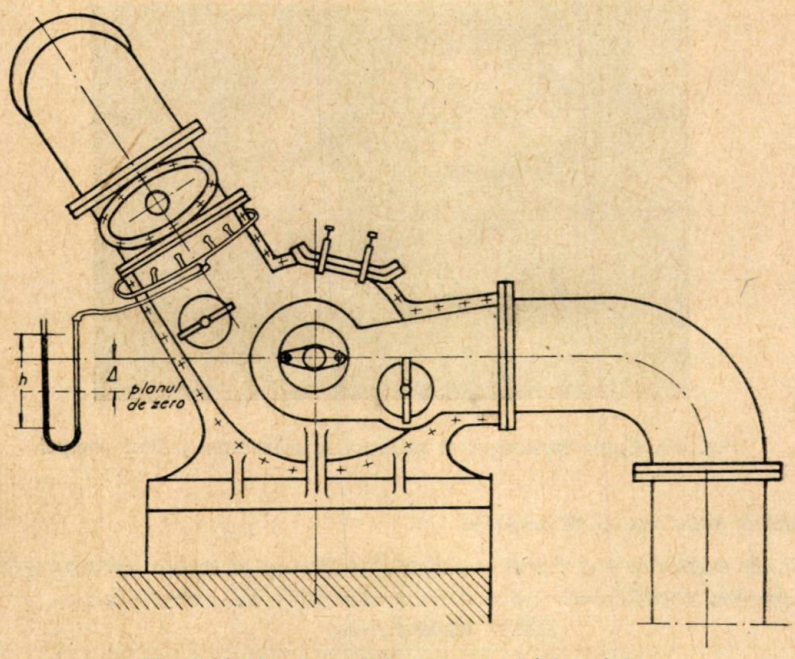


Fig. 3. Schița conectării piezometrului la refulare

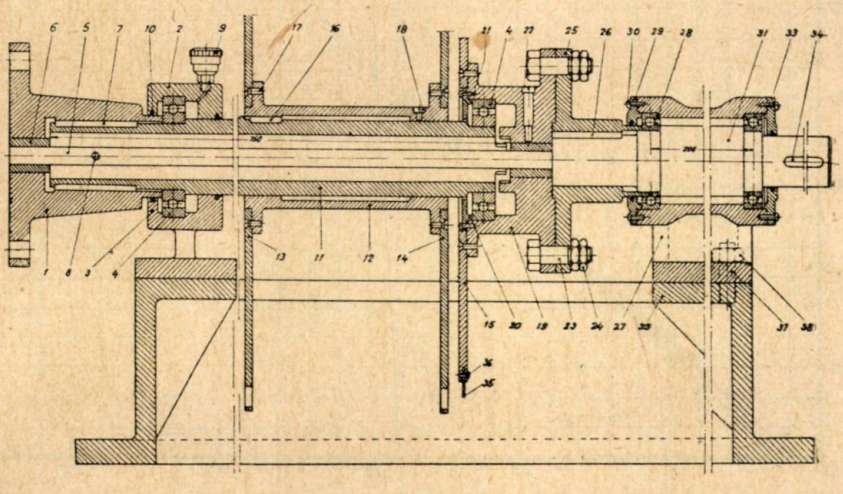


Fig. 4 *a*. Cupla torsiometrică utilizată la măsurarea puterii pompei

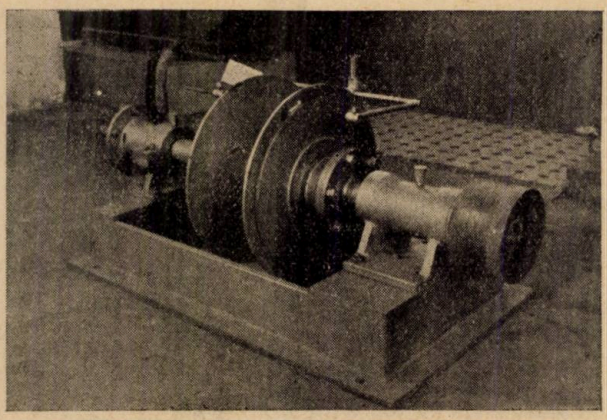


Fig. 4 *b*. Cupla torsiometrică utilizată la măsurarea puterii pompei

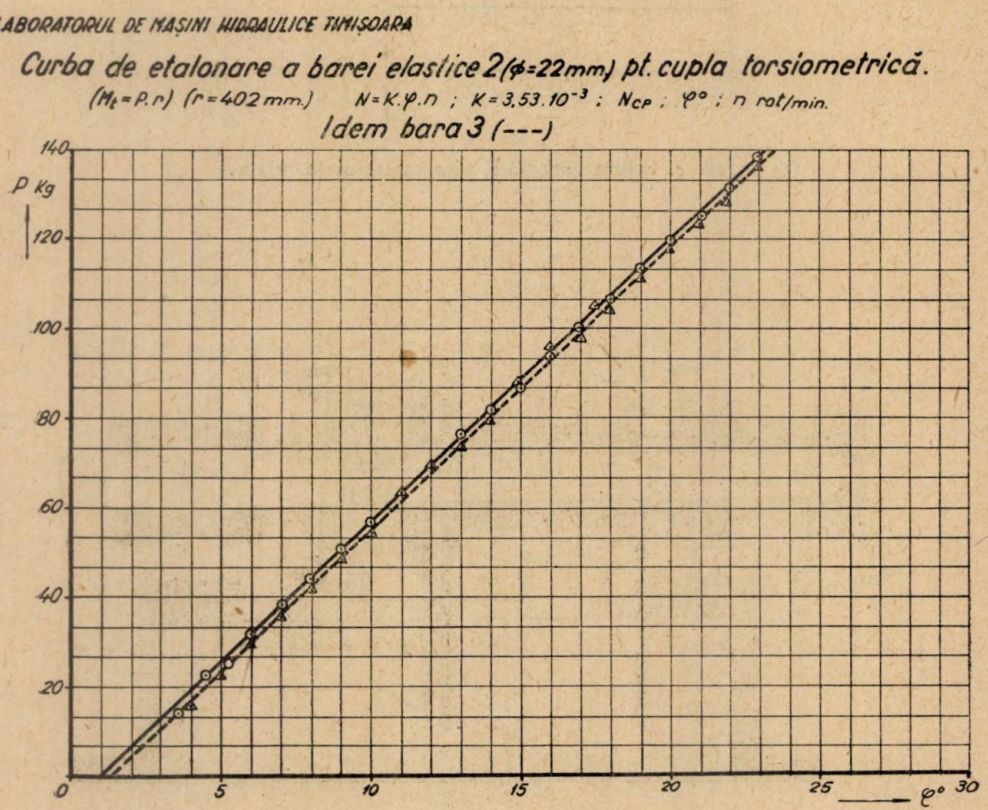


Fig. 5. Curba caracteristică a barei de torsiune utilizată

posibilă etalonarea ei în stare de repaos. Etalonarea s-a făcut în felul următor: s-a blocat un capăt al barei elastice, iar la celălalt s-au aplicat diferite momente de torsiune, cari s-au determinat prin măsurarea forţelor tangenţiale, cu ajutorul unui indicator cu resort calibrat.

In acest caz puterea absorbită $N=k\cdot\varphi^{\circ}\cdot n$ C. P.

φ° = unghiul de torsiune al barei.
n = numărul de rotaţii.
k = constantă care caracterizează materialul barei.

Eroare relativă pentru măsurarea puterii $\varepsilon_N{}^0/_0=\varepsilon_{\varphi}{}^0/_0+\varepsilon_n{}^0/_0$ s-a căutat să fie cît mai mică prin alegerea unui diametru cît mai mare a discurilor cuplei torsiometrice, prin gradarea corectă şi cu diviziuni pînă la $^1/_4{}^{\circ}$ şi printr-o alegere corectă a diametrului barei de torsiune în funcţie de domeniul de funcţionare al pompei. In acest fel s-a obţinut o eroare de $\varepsilon_N{}^0/_0=1{,}5{}^0/_0$. Frînarea discurilor prin frecare în aer s-a neglijat din cauza turaţiilor relativ reduse din timpul încercărilor pompei.

Incercarea pompelor SH—5—300 şi SH—5—250 s-a efectuat prin determinarea elementelor necesare trasării curbelor:

$$H=f(Q)$$
$$N=f(Q) \quad \text{pentru } n=\text{const.}$$
$$\eta=f(Q)$$

cari s-au obţinut modificînd caracteristica exterioară.

Pentru a putea studia şi cunoaşte întreg domeniul de funcţionare al pompei am făcut măsurătorile pentru mai multe turaţii prin înlocuirea şaibelor de transmisie (fig. 6).

In fig. 7 *a* sînt redate curbele universale de funcţionare ale pompei de noroiu SH—5—300 încercată cu apă curată.

Punctul de funcţionare optim al acestei pompe este caracterizat de:

$Q=170$ 1/sec
$H=7{,}7$ m
$n=480$ rot/min
$\eta=46{}^0/_0$.

Pe diagramă s-a haşurat domeniul optim de funcţionare avînd următoarele puncte caracteristice:

$Q=190$ 1/sec	$Q=203$ 1/sec	$Q=96$ 1/sec
$H=12{,}3$ m	$H=10$ m	$H=3{,}3$ m
$n=600$ rot/min	$n=560$ rot/min	$n=310$ rot/min
$\eta=44{}^0/_0$	$\eta=44{}^0/_0$	$\eta=44{}^0/_0$

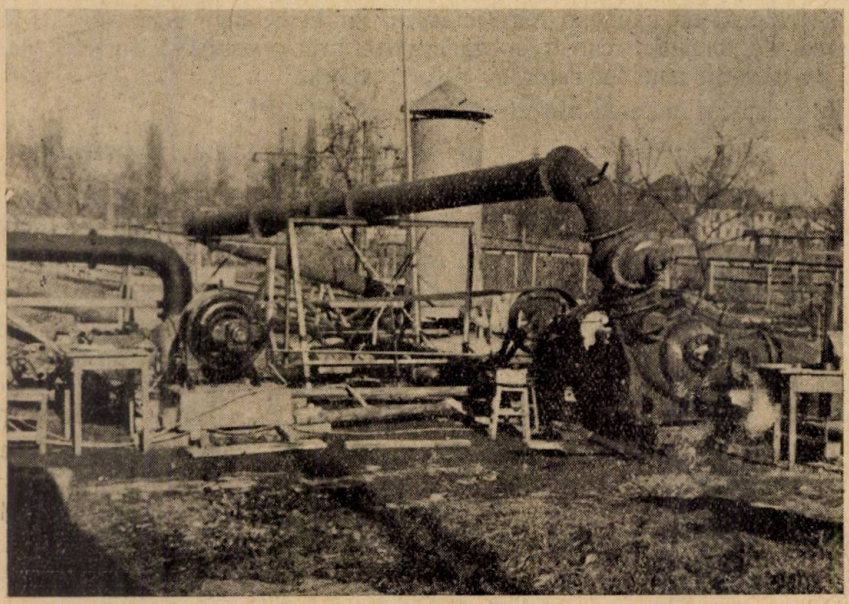


Fig. 6. Standul pentru încercarea pompelor de noroiu

Din punct de vedere hidraulic pompa SH—5—300 poate funcţiona în condiţii relativ bune şi la turaţia $n=725$ rot/min cu un randament total acceptabil $\eta=41\%$ între punctele :

$$Q=185 \text{ l/sec} \quad \text{şi} \quad Q=270 \text{ l/sec}$$
$$H=19{,}8 \text{ m} \qquad\qquad H=16{,}3 \text{ m}.$$

De remarcat că randamentul total al pompei este relativ scăzut din cauza unghiurilor β_1 şi β_2 anormale, ceea ce a adus după sine un şoc permanent la intrare şi un grad de reacţie redus.

In fig. 7 *b* sînt redate curbele universale de funcţionare ale pompei SH—5—250.

In punctul optim de funcţionare această pompă are următoarele caracteristici :

$$Q=152 \text{ l/sec}$$
$$H=7{,}9 \text{ m}$$
$$n=300 \text{ rot/min}$$
$$\eta=58\%.$$

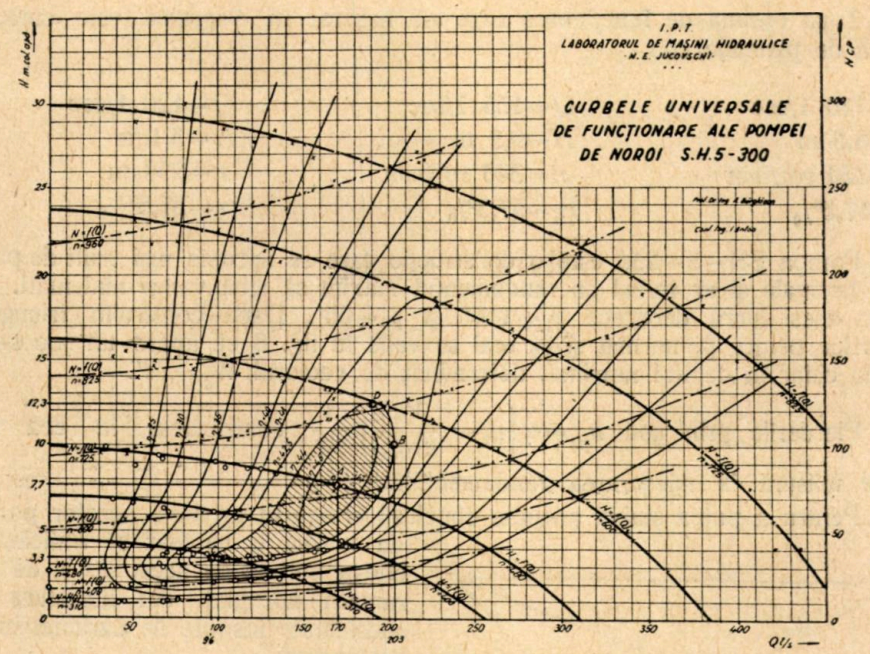


Fig. 7 *a* Curbele universale de funcționare ale pompei SH—5—300

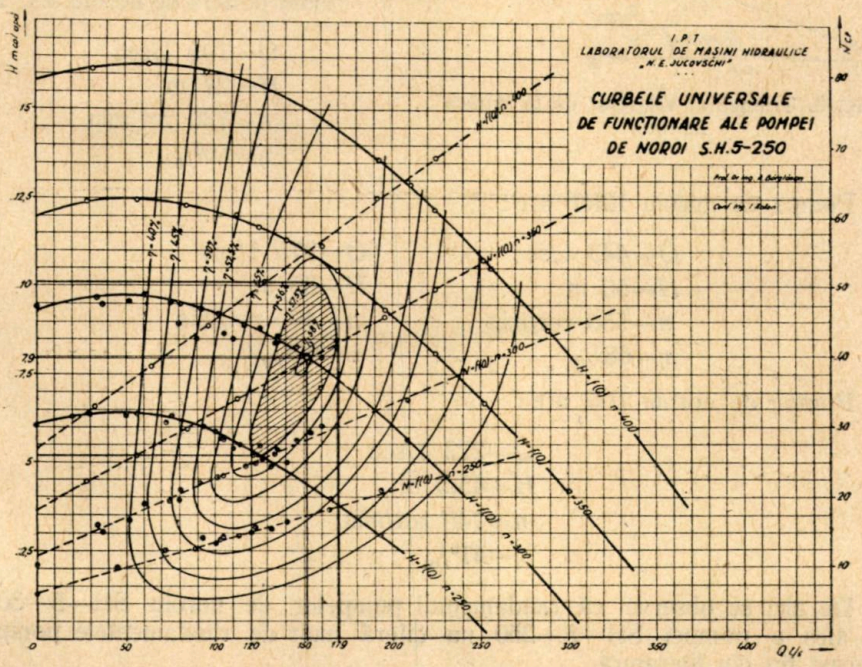


Fig. 7 *b* Curbele universale de funcționare ale pompei SH—5—250

Zona optimă de funcţionare care s-a haşurat în diagramă este caracterizată de punctele cu:

$Q=170$ l/sec	$Q=155$ l/sec	$Q=120$ l/sec
$H=8{,}5$ m	$H=9{,}9$ m	$H=5{,}1$ m
$n=320$ rot/min	$n=340$ rot/min	$n=250$ m
$\eta=57{,}5\%$	$\eta=57{,}5\%$	$\eta=57{,}5\%$.

Pompa SH—5—250 este o construcţie care se apropie mai mult de pompele normale şi ar trebui ca randamentul maxim să aibă valori mai mari. Nu avem acest lucru deoarece $\beta_1=110°$ şi $\beta_2=65°$. Dacă construim triunghiul vitezelor pentru β_1 normal şi β_2 real se vede în fig. 8 că apare un şoc sistematic chiar la debitul nominal, determinat de vectorul $W_{s_1}=\overline{cc'}$.

Pierderile prin şoc $h_{ps}=\varphi\left(u_1-\frac{V_m}{\operatorname{tg}\beta_{1real}}\right)^2\frac{1}{2g}$ contribuiesc în cea mai mare măsură la micşorarea randamentului.

Pentru a putea stabili anumite concluzii critice în privinţa acestor pompe de noroiu e necesar să indicăm şi cîteva pompe de acest tip şi de parametri apropiaţi din literatura de specialitate însoţite de caracteristicile lor optime.

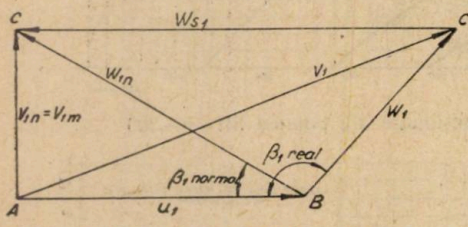


Fig. 8. Triunghiul vitezelor de la intrare în rotor

Astfel pompa de noroiu 8N7 are:

$Q=195$ l/sec
$H=27$ m
$n=730$ rot/min
$\eta=60\%$

Pompa de noroiu 12R7 are:

$Q=443$ l/sec	$Q=375$ l/sec
$H=50$ m	$H=35$ m
$n=550$ rot/min	$n=490$ rot/min
$\eta=68\%$	$\eta=69\%$.

Pompa de noroiu 10R are:

$Q=222$ l/sec
$H=45{,}5$ m
$n=740$ rot/min
$\eta=47\%$.

De aici se observă că randamentul pompelor de noroiu SH—5—300 şi mai ales a pompei SH—5—250 nu diferă mult de randamentele pompelor de acest tip din literatură,

De remarcat faptul deosebit de important că nu avem la dispoziţie date suficiente pentru a putea stabili anumite criterii şi concluzii comparative în privinţa domeniului optim de funcţionare a pompelor de noroiu. In literatura de specialitate nu s-au publicat încă diagrame universale de funcţionare pentru un tip oarecare de pompă de noroiu.

Dacă din punct de vedere hidraulic carasteristicile pompelor SH—5—300 şi SH—5—250 sînt acceptabile, din punct de vedere constructiv au mai multe defecţiuni.

Pompa SH—5—300 are unghiurile β_1 şi β_2 prea mari, paletele rotorului nu sînt rotunjite, demontarea pompei în planul radial presupune demontarea lagărului şi presetupei precum şi a unei jumătăţi de pompă, ceea ce reclamă timp şi este destul de dificil din cauza pieselor masive ale pompei. Această pompă este construită cu intrare dublă pentru a evita împingerile axiale şi pentru a îmbunătăţi condiţiile de funcţionare ale rotorului. Tipul acesta de rotori însă funcţionează la fel de bine dacă ar fi montat într-o carcasă cu intrare simplă unde s-ar evita viteze prea mici în camera de aspiraţie şi depunerea particolelor solide în suspensie, respectiv înfundarea pompei.

Pompa SH—5—250 este mai apropiată din punct de vedere constructiv de o pompă obişnuită. Unghiurile β_1 şi β_2 au valori cu totul anormale. Ea prezintă mari deficienţe în ceea ce priveşte construcţia lagărelor. Lagărele sînt subdimensionate, nu au ungătoare sau baie de ulei pentru o ungere normală. Buloanele de fixare a corpului lagărului de carcasa pompei sînt subdimensionate şi de aceea la cea mai mică nepotrivire de montaj, sau la cea mai mică vibraţie a pompei, sînt solicitate la încovoiere repetată deci la oboseală. Nu are nici un capac de vizitare şi spălare.

Ambele pompe sînt lipsite de prize pentru manometre şi vacuumetre şi de dopuri de golire periclitînd astfel existenţa pompei în timpul de iarnă.

CONCLUZII ŞI PROPUNERI

1. Pompele SH—5—300 şi SH—5—250 se comportă acceptabil din punct de vedere hidraulic în compara ie cu alte pompe de noroiu.

2. In cazul executării acestor pompe în număr mai mic impuse de necesităţi se impune modificarea formei paletelor rotorului alegînd valori corespunzătoare pentru β_1 şi β_2. Se impune de asemenea o revedere şi un studiu amănunţit din punct de vedere constructiv.

3. Pentru a construi un tip de pompă de noroiu care să stea la baza hidromecanizării la noi în ţară se impune modificarea fundamentală a concepţiei construcţiei acestor pompe, utilizînd în acest scop experienţele obţinute în acest sens la pompele de noroiu sovietice de tipul R şi tipul NZ.

BIBLIOGRAFIE

1. Bărglăzan Aurel, *Maşini Hidraulice*, vol. II., I. P. T. Timişoara, 1951.
2. Lomakin A. A., *Tentrobejnie i propelernie nasosi*, Maşghiz, 1950.
3. Lomakin A. A., *Nasosi catalog spravocinic*, Gostoptchizdat, 1950.
4. Stepanoff A. I., *Centrifugal and axial Flow Pumps-Thon*, Willey 1948, New York.
5. Pfleiderer C., *Die Kreiselpumpen*, Springer Verlag, 1949.
6. Nikonov G. P., *Ghidromehanizaţia v ugolinoi promişlenosti*, Ugletehizdat, 1952.
7. Bergern Louis, *Machines hydrauliques*, Dunod, 1928, Paris.

ÉTUDE CRITIQUE SUR LES POMPES À DRAGUER SH 5—300 ET SH 5—250

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, on donne les courbes caractéristiques universelles de fonctionnement des pompes à draguer SH 5—300 et SH 5—250 réalisées dans notre pays.

On a essayé ces pompes à l'eau claire, au Laboratoire des Machines Hydrauliques de l'Institut Politechnique de Timishoara.

On donne une étude critique basée sur les résultats expérimentaux ainsi que sur les calculs et l'étude de la construction de ces pompes. On compare les résultats obtenus à ceux qu'on trouve dans la littérature de spécialité. Pourtant une comparaison, concernant le domaine optimum de fonctionnement, n'a pas été possible parce qu'on n'a pas trouvé, dans la littérature de spécialité, des courbes universelles de fonctionnement pour d'autres types de pompes à draguer.

On présente aussi quelques données au sujet du couplage torsiométrique employé pour la mesure de la puissance, étudié et réalisé à cet effet.

КРИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ГРЯЗЕВЫХ НАСОСОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе даются характерные универсальные кривые грязевых насосов SH 5—300 и SH 5—250 сконструированных в нашей стране и испытанных на чистой воде в лаборатории гидравлических машин.

На основании полученных результатов и изучения расчетов и конструкции этих насосов делается критическое исследование. Полученные результаты сравниваются также с результатами указанными в специальной литературе.

Не было возможности привести сравнительные данные касающиеся найлучшей работы насоса, так как в специальной литературене указываются универсальные кривые для работы других типов грязевых насосов.

В работе указываются некаторые данные в связи с торсиометрическим соединением использованным для измерения мощности. Это соединение было изучено и осуществлено для этой цели.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONSIDERAŢIUNI ARUPRA CONSTRUCŢIEI ŞI MONTAJULUI AGREGATELOR MARI PE TREI LAGĂRE CU AXA ORIZONTALĂ

DE

AL. BITANG

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

A. CONSIDERAŢIUNI GENERALE

Construcţia clasică a unui agregat motor-generator cu axa orizontală, cuplare directă şi mişcare pur rotativă (de exemplu turbină-generator, motor-pompă, grup convertizor, etc.) constă în rezemarea rotorului, fiecărei maşini în parte pe cîte două lagăre şi cuplarea lor printr-un sistem elastic sau rigid, agregatul în ansamblu prezentînd o rezemare pe 4 lagăre, de unde şi denumirea de „agregat pe 4 lagăre".

Tehnica modernă prezintă agregate importante ca mărime şi putere, al căror ansamblu al rotorilor maşinilor componente este rezemat numai pe 3 lagăre, cuplarea lor în acest caz fiind obligatorie rigidă, cu denumirea de „agregat pe 3 lagăre".

Eliminarea unui lagăr şi reducerea dimensiunilor de gabarit al ansamblului (lungime mai mică) formează principalele avantaje ale acestei construcţii faţă de soluţia clasică.

Din cauza rezemării (static nedeterminată) însă apar probleme specifice acestui gen de agregate legate de proiectare şi mai ales de montaj care trebuie să realizeze practic premizele de calcul, erorile de montaj posibile la aşezarea unui singur lagăr transmiţîndu-se întregului ansamblu.

Fig. 1 *a*, reprezintă schema principială a unei construcţii pe 3 lagăre, compusă dintr-un motor şi un generator cu cuplare directă.

S-a presupus de asemenea că la extremităţi se montează cîte un rotor R_1, R_2 în consolă, (de exemplu excitatrice, demaror, etc.) reprezentînd cazul cel mai general posibil.

Cuplarea rotorilor agregatului se face în mod obligatoriu perfect rigid, cu mare atenţie în acest sens, întreg agregatul lucrînd ca un tot comun.

Cupla, în afară de momentul de torsiune datorit transmiterii puterii, este supusă în general şi la încovoiere, fiind obligată a prelua momentul încovoietor în dreptul ei, rezultat din încărcările arborilor.

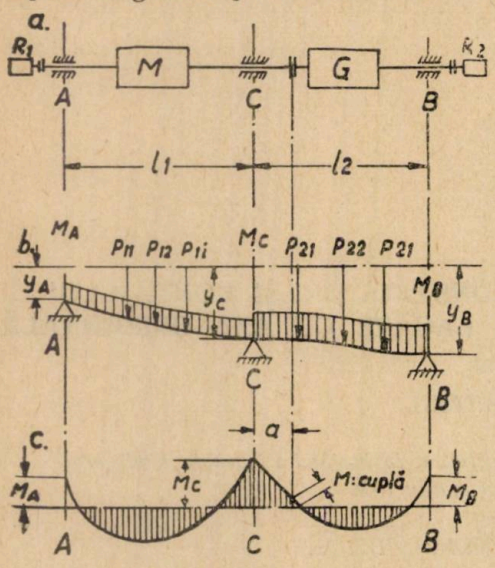


Fig. 1. Schema principală a unui agregat pe 3 lagăre şi grinda corespunzătoare generalizată

Pentru aceasta cupla se execută dintr-o bucată cu arborele în general, ceea ce reprezintă greutate la forjare, mai ales la agregatele mari, necesitînd un lingou de mare tonaj, pentru a se putea realiza coroiajul necesar la cuplă, reprezentînd o deficienţă a acestei construcţii.

Din punct de vedere al rezemării construcţia apare static nedeterminată.

Considerînd, grinda generalizată ca încărcare din fig. 1 *b*, corespunzătoare construcţiei fig. 1 *a*, iar fig. 1 *c* momentul încovoietor corespunzător acestei încărcări şi cu următoarele presupuneri:

a) Grinzile între două reazime succesive respectiv arborii între două lagăre, cu acelaşi moment de inerţie (J_1 pentru panoul 1 şi J_2 pentru panoul 2).

b) Materialul grinzilor, arborilor, este acelaşi (acelaşi E); presupuneri ce nu afectează cu nimic studiul şi nici concluziile ce se pot trage şi cu notaţiile (v. fig. 1 *b*).

— M_i, momentul încovoietor în reazimul i;

— Y_i, distanţa lagărului i de la o axă iniţial dreaptă;

— $l_{1,2}$ deschiderea panourilor;

— $J_{1,2}$ momentele de inerţie corespunzătoare secţiunii panourilor;

— $L_{1,2}$ momentul static al suprafeţei momentelor încovoietoare, faţă de reazimul din stînga respectiv din dreapta, conform ecuaţiei celor 3 momente avem:

$$6E\left(\frac{Y_C-Y_A}{l_1}+\frac{Y_C-Y_B}{l_2}\right)=M_A\frac{l_1}{J_1}+2M_C\left(\frac{l_1}{J_1}+\frac{l_2}{J_2}\right)+M_B\frac{l_2}{J_2}+6\frac{L_1}{l_1J_1}+6\frac{L_2}{l_2J_2}. \qquad (1)$$

Respectiv pentru reacţiunile din cele 3 lagăre:

$$\left.\begin{aligned} A&=A_0+\frac{M_C-M_A}{l_1}; \quad B=B_0+\frac{M_C-M_B}{l_2} \\ C&=C_0+\frac{M_A}{l_1}+\frac{M_B}{l_2}-M_C\left(\frac{1}{l_1}+\frac{1}{l_2}\right) \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

în care A_0, B_0, C_0 reprezintă reacțiunea aferentă reazimului i din încărcarea totală fără a considera momentele.

Dacă notăm cu A_s, B_s, C_s reacțiunile corespunzătoare în reazimul i, grinda fiind tăiată prin reazimul C (adică considerînd două grinzi independente, static determinate)

cum $A_s = A_0 + \frac{M_A}{l_1}$, etc. putem scrie pentru reacțiuni:

$$\left.\begin{aligned} A &= A_s + \frac{M_C}{l_1}; \quad B = B_s + \frac{M_C}{l_2} \\ C &= C_s - M_C\left(\frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_2}\right). \end{aligned}\right\} \tag{2'}$$

Din studiul ecuației generale (1) se observă două cazuri particulare remarcabile, cari formează cele două soluționări logice posibile a montajului respectiv a construcției pe 3 lagăre și anume:

1) Cele trei reazeme (lagăre) sînt perfect orizontale, (la același nivel) adică $Y_C - Y_A = 0$; $Y_C - Y_B = 0$.

In acest caz ecuația (1) devine:

$$0 = M_A \frac{l_1}{J_1} + 2M_C\left(\frac{l_1}{J_1} + \frac{l_2}{J_2}\right) + M_B \frac{l_2}{J_2} + 6\frac{L_1}{l_1 J_1} + 6\frac{L_2}{l_2 J_2}. \tag{3}$$

Linia elastică a axei arborelui în acest caz prezintă cel puțin un punct de inflexiune în lungul ei, după cum se va arăta:

2) Cele trei reazeme sînt astfel așezate încît momentul M_c în reazemul din mijloc C să fie nul, adică $M_c = 0$.

Ecuația (1) se reduce la forma:

$$6E\left(\frac{Y_C - Y_A}{l_1} + \frac{Y_C - Y_B}{l_2}\right) = M_A \frac{l_1}{J_1} + M_B \frac{l_2}{J_2} + 6\frac{L_1}{l_1 J_1} + 6\frac{L_2}{l_2 J_2}. \tag{4}$$

In acest caz linia elastică a grinzii (arborelui) este continuă, fără puncte de inflexiune, iar problema rezemării apare în unele cazuri static determinată.

Pentru generalizarea completă a problemei se precizează că ecuația (4) respectiv (2) se referă la poziția statică a agregatului adică la poziția de montaj, agregatul stă pe loc, eventual rotește în gol. (Forțele ce lucrează asupra agregatului fiind numai cele permanente datorită gravitații).

Această precizare este strict necesară, avînd în vedere că sînt mașini la care reacțiunea din lagăre se schimbă cu încărcarea grupului.

Pentru o mai ușoară înțelegere, în continuare vom denumi cu totul arbitrar „agregat tip G" un agregat la care reacțiunile din lagăre, respectiv alura liniei elastice a axelor arborilor nu se modifică practic cu încărcarea grupului (exemple: grup convertizor, turbină cu abur + generator, etc.). Agregatul la care reacțiunile din lagăre, respectiv linia elastică a axelor arborilor se schimbă cu încărcarea grupului, îl vom denumi de asemenea cu totul arbitrar „agregat tip F" (de exemplu: turbină Pelton + generator, reductor de turație + M sau G, etc.).

B. MONTAJ PE 3 LAGĂRE PERFECT ORIZONTALE

După cum s-a arătat anterior rezemarea agregatului pentru acest caz este static nedeterminată, iar calculele de rezistenţă şi al reacţiunilor pentru proiectare se vor face în consecinţă.

Ecuaţia celor 3 momente pentru acest caz se poate pune sub forma:

$$-2M_C\left(\frac{l_1}{J_1}+\frac{l_2}{J_2}\right)=M_A\frac{l_1}{J_1}+M_B\frac{l_2}{J_2}+6\frac{L_1}{l_1J_1}+6\frac{L_2}{l_2J_2} \qquad (3')$$

sau neglijînd momentele

$$M_A\cong M_B\cong 0$$

cari în mod practic au valori foarte mici faţă de momentele M_1 şi M_2 ce intră în componenţa factorilor L_1 şi L_2

$$-2M_C\left(\frac{l_1}{J_1}+\frac{l_2}{J_2}\right)+6\frac{L_1}{l_1J_1}+6\frac{L_2}{l_2J_2}. \qquad (3'')$$

Din această ecuaţie se observă că momentul M_c, din reazemul din mijloc, este de semn contrar cu cel puţin unul din momentele M_1, M_2 (M_1 şi M_2 fiind momentele maxime din panoul 1, respectiv panoul 2, datorită încărcărilor pe panou), ceea ce înseamnă că momentul încovoietor îşi schimbă semnul în lungul grinzii cel puţin odată.

Deci există în lungul grinzii cel puţin un punct de moment nul. Curbura grinzii, avînd semnul momentului încovoietor, schimbă şi ea cel puţin odată semnul ceea ce denotă existenţa în lungul grinzii a cel puţin un punct de inflexiune legat de punctul de moment nul.

Este bine şi logic ca cuplajul dintre rotorii componenţi ai agregatului să se fixeze în punctul de moment nul, pentru a nu fi supus la încovoiere. La agregatele tip F această condiţie se poate pune numai pentru o încărcare anumită, corespunzătoare regimului cel mai frecvent al grupului, pentru agregate tip G fiind însă generală.

Rămîne datoria proiectantului aranjarea rotorilor, respectiv al lungimilor l_1, l_2 şi al momentelor de inerţie J_1, J_2, în aşa fel ca un punct de moment nul să fie accesibil pentru aşezarea cuplei, aranjament ce practic este totdeauna posibil.

Cu toate acestea chiar pentru agregatele tip G, cu cupla în punctul de moment nul, construcţia cuplei trebuie să ţină seama de necesitatea de a transmite un moment încovoietor datorit inexactităţii calculului şi al montajului.

După natura încărcărilor şi a dimensiunilor linia elastică a ansamblelor axelor celor doi rotori, prezintă unul sau două puncte de inflexiune după cum există unul sau două puncte de moment nul.

Fig. 2 reprezintă cele două cazuri posibile a liniei elastice, variaţia momentelor încovoietoare şi poziţia de aşezare a cuplei. (In fig. 2 *a* s-a arătat şi

variația curbei momentelor încovoietoare în cazul considerării momentelor de pe console M_A și M_B. Punctele de moment nul create de aceste console nu prezintă nici o importanță).

In cazul existenței unui singur punct de moment nul, locul de așezare al cuplei este indiscutabil.

In cazul existenței a două puncte de moment nul (fig. 2 *b*) se recomandă așezarea cuplei în panoul mai puțin încărcat, ceea ce prezintă avantaj la montaj și execuție. (Remarcăm că, în cazul existenței unui singur punct de moment nul, acesta se găsește în panoul cel mai defavorabil și anume în panoul cel mai încărcat).

Realizarea practică a premizelor de proiectare, adică montajul este suficient de dificil și trebuie condus cu mare atenție. Se vede clar că schimbarea poziției unui singur lagăr, schimbă complet repartiția încărcărilor pe toate lagărele, precum și valoarea momentului încovoietor în lungimea arborilor și din cuplă, conform relațiilor (1) și (2). Dacă lagărele au fost strîns dimensionate, defecțiunile de montaj apar imediat, prin încălzirea diferită a lagărelor și prin mersul neliniștit al agregatului, vibrații mari, cazuri constatate în practică.

Pentru agregatele mari problemele principale ale montajului le formează, centrarea cu cuplarea cuplelor și așezarea lagărelor pe verticală.

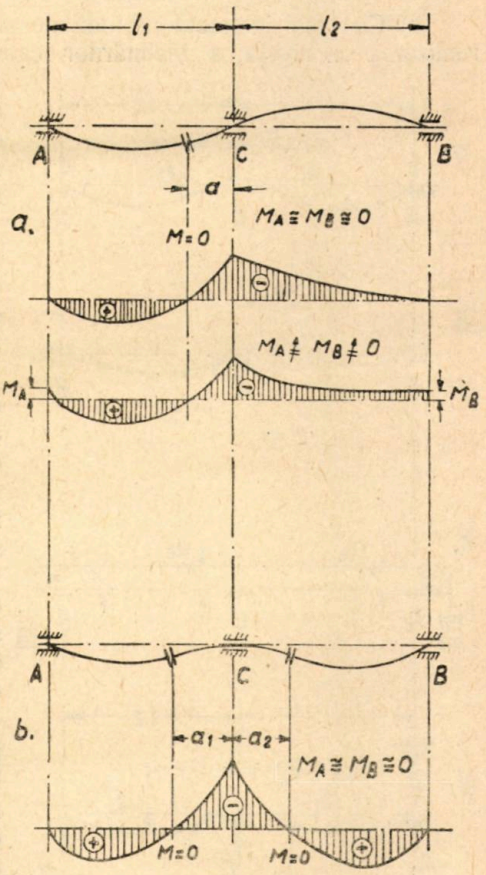


Fig. 2. Linia elastică și variația momentelor încovoietoare la montajul pe 3 lagăre perfect orizontale

Centrarea cuplelor, pentru posibilitate de cuplare se execută în mod obișnuit utilizînd un al patrulea lagăr provizoriu, ce se elimină după cuplare. Din această cauză, precum și din necesitatea de echilibrare dinamică a rotorilor (față de turațiile mari utilizate în tehnica modernă) este necesar ca proiectantul să prevadă și pentru rotorul ce se reazemă obișnuit pe un singur lagăr și cuplă, un loc de așezare pentru un lagăr ajutător. La agregate mici se poate renunța la lagărul suplimentar, sprijinind rotorul cu un singur lagăr prin cepul cuplei, pe rotorul celălalt. (Normal cuplele sînt realizate una cu cep și una cu alezaj pentru ușurința centrării).

Pentru aşezarea lagărelor pe verticală indicăm următoarele metode mai uzuale:

a) după inclinaţiile axelor cu nivela;
b) după deschiderea cuplelor;
c) cu coardă;
d) verificare de exactitate cu dinamometru.

a) Cea mai inexactă metodă de montaj este cea cu nivela care constă în realizarea cu nivela a înclinărilor calculate în anumite puncte caracteristice după centrarea şi fixarea cuplei. Pentru determinarea liniei elastice a arborilor este suficientă cunoaşterea înclinării în două puncte cu condiţia de verificare în cel puţin un al treilea punct.

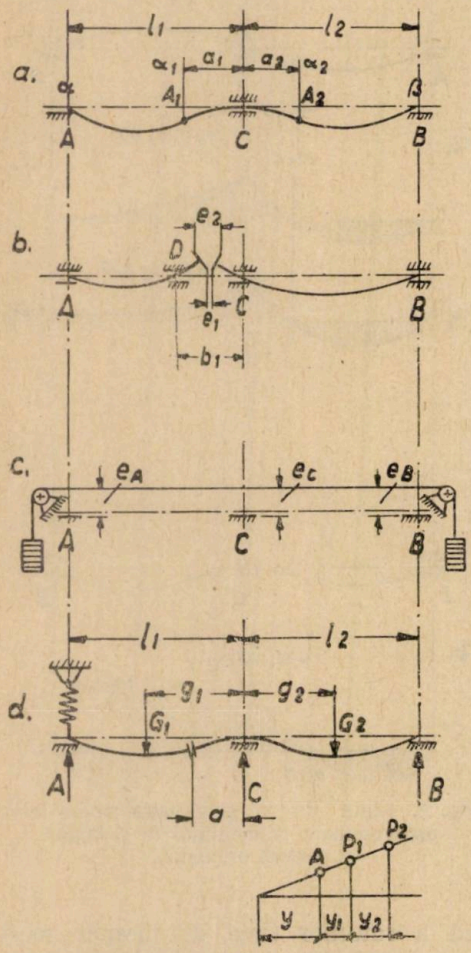


Fig. 3. Principii de montaj pe 3 lagăre perfect orizontale

Se folosesc înclinările α, β din lagărul A şi B şi înclinările α_1 sau α_2, corespunzător respectiv punctelor A_1 sau A_2 la distanţele a_1 sau a_2 (fig. 3 *a*) faţă de lagărul C.

Inexactităţile metodei constau în dificultatea de determinare prin calcul a înclinărilor necesare α, β, α_1, α_2 şi din imposibilitatea de utilizare a unei nivele suficient de exacte din cauza înclinărilor relativ mari a arborilor ce scot bula de aer al nivelei din scara gradaţiilor. Astfel dintre nivelele uzuale cu diviziuni de 0,01, 0,02, 0,03, 0,05 mm/m, se pot utiliza în general numai cele de 0,03, 0,05 mm/m, sau nivele cu şurub, cu înclinări variabile.

b) Montajul după deschiderea cuplelor constă în centrarea grupului cu lagăr auxiliar D (fig. 2 *b*) lăsind o diferenţă la deschiderea cuplelor în partea de sus şi jos $e_2 - e_1$, rezultată din calcul (conform prescripţiei proiectantului). (La agregatele cu greutate mică, rotorul cu un singur lagăr se sprijină pe rotorul cu două lagăre prin capul cuplei). Această metodă prezintă în general aceleaşi inexactităţi ca prima metodă.

c) Metoda de aşezare pe verticală a lagărelor pe o singură linie, cu coardă, (fig. 2 *c*) este o metodă foarte utilizată în montaje şi care prezintă în general o exactitate suficientă. Cu ajutorul corzii se realizează o linie perfect orizontală, care se foloşeşte ca linie de reper. Faţă de această axă materializată se măsoară poziţia lagărelor

cu micrometre de interior, eventual dotate cu contacte electrice de semnalizare pentru mărirea exactității.

Coarda trebuie să fie de bună calitate, cu rezistență mare la rupere (de exemplu coardă de pian) și cu greutate proprie minimală și așezată perfect orizontal.

Deficiența acestui sistem de montaj constă în faptul că centrarea și cuplarea este operația următoare, după care nu se mai poate verifica poziția lagărelor.

d) Metoda de montaj cu dinamometru este cea mai exactă în privința realizării premizelor de calcul și poate fi utilizată ca verificare la oricare din metodele de montaj utilizate. Practic se folosește numai combinat.

Metoda constă în utilizarea unui dinamometru exact pentru măsurarea reacțiunii din unul din lagăre (fig. 3 *d*) cunoscută prin calcul, de exemplu: reacțiunea din lagărul *A*. Cunoscînd mărimea unei singure reacțiuni *A* și greutățile rotorilor, se pot verifica ușor prin calcul mărirea celorlalte reacțiuni *B* și *C*. Exactitatea metodei este legată de precizia dinamometrului utilizat.

Pentru agregate tip *G* așezarea cuplei în punctul de moment nul se poate face foarte exact dacă se cunosc greutățile rotorilor G_1, G_2 (prin cîntărire) și poziția centrului de greutate respectiv deschiderile panourilor l_1 și l_2. Cu notațiile din fig. 3 *d* avem:

$$M_{cuplu} = A(l_1 - a) - G_1(g_1 - a) = 0,$$

de unde rezultă valoarea reacțiunii din lagărul *A*.

$$A = G_1 \frac{g_1 - a}{l_1 - a},$$

ce se verifică cu dinamometrul. Pentru celelalte reacțiuni vom avea:

$$\left.\begin{aligned} B &= A\frac{l_1}{l_2} + \frac{G_2 g_2 - G_1 g_1}{l_2}; \\ C &= G_1 + G_2 + \frac{G_1 g_1 - G_2 g_2}{l_2} - A\frac{l_1 + l_2}{l_1}. \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

Pentru stabilirea reacțiunii *A* cu dinamometrul se fac două măsurători succesive prin ridicarea fusului de pe lagăr cu cîte o cîtime cunoscută y_1, y_2 măsurîndu-se forțele corespunzătoare P_1 și P_2. Considerînd că săgeata arborelui în punctul *A* este proporțională cu forța aplicată, mărimea forței *A* se poate determina grafic construindu-se triunghiul dat în fig. 3 *d* de unde rezultă analitic:

$$\left.\begin{aligned} \frac{y + y_1}{y + y_2} &= \frac{P_1}{P_2}; \quad y = \frac{y_2 P_1 - y_1 P_2}{P_2 - P_1}; \\ A &= y\frac{P_2 - P_1}{y_2 - y_1} = \frac{y_2 P_1 - y_1 P_2}{y_2 - y_1}. \end{aligned}\right\} \quad (6)$$

Dacă forța *A*, rezultată nu e cea corespunzătoare, se poate ușor stabili cu cît trebuie ridicat sau coborît lagărul respectiv.

Notăm că această metodă se poate folosi cu succes în caz de reparații la returnări de lagăre.

Dezavantajul constă în găsirea dinamometrului corespunzător și în dispozitivele anexă necesare pentru posibilitatea de măsurare cu exactitatea cerută.

C. MONTAJ PE 3 LAGĂRE, CU MOMENTUL NUL ÎN LAGĂRUL DIN MIJLOC

Acest sistem de construcție, după cum s-a arătat, presupune așezarea la montaj a lagărelor pe verticală astfel ca momentul încovoietor M_c din lagărul din mijloc să fie nul. Prin această așezare linia elastică a axelor rotorilor componenți este continuă, fără punct de inflexiune. Pentru agregatele tip F la care reacțiunile din lagăre se modifică la încărcarea grupului, această situație este valabilă numai pentru starea statică de montaj, eventual rotirea agregatului în gol.

Pentru acest gen de agregate, prin această așezare se urmărește ușurința și exactitatea posibilă de realizare a premizelor de calcul printr-un montaj simplu. Problemele pentru acest tip de agregate cu excepția montajului, rămîn aceleași ca la așezarea pe 3 lagăre perfect orizontale, și anume; calculul de rezistență trebuie condus conform situației static nedeterminată, iar așezarea cuplei se poate face într-un loc astfel ales ca la o încărcare dorită să nu transmită moment încovoietor (așezare în punct de moment încovoietor nul).

Pentru agregatele tip G însă această situație de montaj schimbă principial problemele constructive.

Pentru generalizarea completă a problemei se precizează că cele expuse în continuare sînt general valabile pentru agregatele tip G, și valabile numai pentru situația statică de montaj (adică la încărcarea mașinilor zero cînd asupra lagărelor nu lucrează decît greutățile proprii ale părților rotitoare) pentru agregatele tip F, la care se păstrează în plus cele arătate anterior.

Ecuația celor 3 momente se reduce pentru acest caz după cum s-a văzut, la

$$6E\left(\frac{y_C-y_A}{l_1}+\frac{y_C-y_B}{l_2}\right)=M_A\frac{l_1}{J_1}+M_B\frac{l_2}{J_2}+6\frac{L_1}{l_1J_2}+6\frac{L_2}{l_2J_2}, \tag{4}$$

sau neglijînd momentele $M_A \cong M_B \cong 0$ avem:

$$6E\left(\frac{y_C-y_A}{l_1}+\frac{y_C-y_B}{l_2}\right)=6\frac{L_1}{l_1J_1}+6\frac{L_2}{l_2J_2}, \tag{4'}$$

iar pentru calculul reacțiunilor

$$\left.\begin{aligned} A&=A_s;\\ B&=B_s;\\ C&=C_s. \end{aligned}\right\} \tag{2'}$$

Așezarea corespunzătoare a lagărelor și linia elastică pentru acest caz este arătată în fig 4 *a*, iar variația momentului încovoietor corespunzător în fig. 4 *c*. Momentul încovoietor în lagărul din mijloc fiind nul se poate considera agregatul tăiat (din punct de vedere al momentului încovoietor) în două în mijlocul lagărului *C*, iar construcția se poate asimila cu un agregat pe 4 lagăre $A—C_1$ și $C_2—B$ cu cuplarea în mijlocul lagărului *C*. Deci această construcție se poate trata în întregime ca o particularizare a unui agregat pe 4 lagăre cu lagărele interioare foarte apropiate.

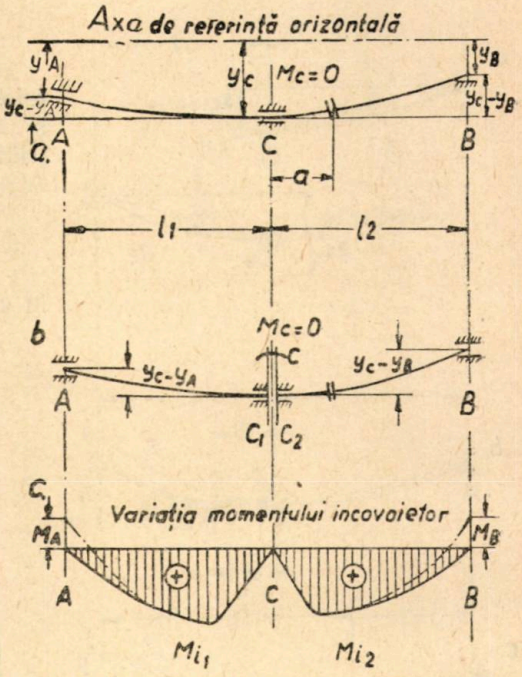


Fig. 4. Așezarea lagărelor cu momentul nul în lagărul din mijloc

Rezemarea agregatului se consideră static determinată pe cele 4 lagăre ipotetice atît pentru determinarea reacțiunilor (2′) cît și pentru determinarea momentelor încovoietoare respectiv calculele de rezistență a arborilor (excepție la agregatele tip F după cum s-a arătat anterior). Acest sistem de montaj este în completă concordanță cu condițiile de montaj impuse agregatelor pe 4 sau mai multe lagăre, ca linia elastică a axelor arborilor să fie continuă fără puncte de inflexiune, ceea ce asigură un mers liniștit al agregatului.

Evident că, cuplajul în acest caz va transmite un moment încovoietor și se va calcula în consecință ținînd seama că pentru reducerea eforturilor de încovoiere din cuplă, aceasta se va așeza în panoul cel mai puțin încărcat și cît mai aproape de lagărul *C*.

Superioritatea acestui sistem de așezare a lagărelor, este dată în plus de posibilitatea de executare a unui montaj simplu și precis în privința realizării premizelor impuse, fără a avea nevoie de cunoașterea datelor de calcul. Cunoașterea denivelării lagărelor $y_C—y_A$ și $y_C—y_B$ ce ar părea la prima vedere ca necesare pentru montaj nu sînt necesare nici pentru calcul decît în cazul agregatelor *F* (pentru posibilitatea de conducere a calculului static nedeterminat pentru situațiile diferite de cele de montaj).

Pentru înțelegerea metodei de montaj, să considerăm agregatul secționat prin mijlocul lagărului *C* (deci în punctul de moment nul) și că așezăm fiecare parte pe 2 lagăre $A—C_1$ și $C_2—B$, în așa fel că înclinarea față de orizontală a arborelui *1* din lagărul C_1 să fie aceiași cu înclinarea arborelui *2*, din lagărul C_2. Presupunem mai mult că așezarea s-a făcut astfel că înclinarea lagărului respectiv este zero. (Axele în lagărele C_1 și C_2 sînt perfect orizon-

tale). Notînd cu y_{C_1} respectiv y_{C_2} denivelările dintre lagărele A şi B faţă de C_1 respectiv C_2 şi β_1 şi β_2 unghiul format între axa ce trece prin cele 2 lagăre şi tangenta la linia elastică în punctele C_1 şi C_2 (fig. 5 *a*) avem evident:

$$y_{C_1} = l_1 \operatorname{tg} \beta_1 ; \quad y_{C_2} = l_2 \operatorname{tg} \beta_2 .$$

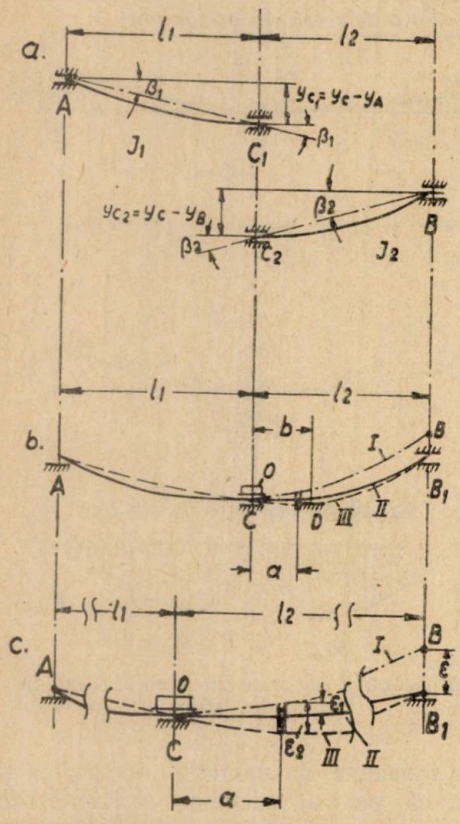


Fig. 5. Realizarea practică a montajului cu momentul nul în lagărul din mijloc

Pentru calculul unghiurilor β_1 şi β_2 folosind analogia dintre linia elastică şi curba funiculară avem în general (Hütte, manualul inginerului, Editura AGIR. 1947, pag. 656).

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{V}{EJ},$$

în care V este componenta verticală a reacţiunii din lagărul respectiv, rezultat din încărcarea grinzii cu o sarcină fictivă avînd alura curbei de variaţie a momentului încovoietor aferent, avem

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{V_{C_1}}{EJ_1}; \quad \operatorname{tg} \beta_2 = \frac{V_{C_2}}{EJ_2},$$

$$V_{C_1} = \frac{1}{l_1}\left(L_1 + M_A \frac{l_1}{2} \cdot \frac{l_1}{3}\right) =$$

$$= \frac{1}{l_1}\left(L_1 + M_A \cdot \frac{l_1^2}{6}\right),$$

$$V_{C_2} = \frac{1}{l_2}\left(L_2 + M_B \frac{l_2}{2} \cdot \frac{l_2}{3}\right) =$$

$$= \frac{1}{l_2}\left(L_2 + M_B \frac{l_2^2}{6}\right).$$

din care rezultă făcînd înlocuirile

$$\left.\begin{aligned} 6E\frac{y_{C_1}}{l_1} &= \frac{L_1}{l_1 \mathfrak{I}_1} + M_A \frac{l_1}{\mathfrak{I}_1}, \\ 6E\frac{y_{C_2}}{l_2} &= \frac{L_2}{l_2 \mathfrak{I}_2} + M_B \frac{l_2}{\mathfrak{I}_2}. \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

Insumînd cele două ecuaţii şi ţinînd seama de notaţiile

$$y_{C_1} = y_C - y_A \quad \text{şi} \quad y_{C_2} = y_C - y_B$$

se cade peste ecuaţia (4).

Deci procedeul de montaj rezultă acum clar (fig. 5 *b*, *c*). Se aşază rotorul ce are două lagăre din construcţie, în cazul din fig. 5 rotorul *1*, pe

lagărele definitive A și C astfel ca fusul din lagărul C să fie perfect orizontal, ce se poate măsura foarte exact cu o nivelă de mare precizie (cel puțin 0,1 mm/m diviziune). Această așezare determină poziția definitivă a lagărelor A și C, linia elastică între aceste lagăre fiind cea definitivă necesară de realizat. Rotorul al doilea se așează pe un al patrulea lagăr ajutător D, cît mai aproape de cuplă și în acest fel se centrează grupul astfel încît cuplele să fie perfect concentrice și paralele, executîndu-se cuplarea lor rigidă. Poziția B' a lagărului al treilea determinată astfel are bineînțeles abatere față de poziția finală B necesară de realizat. Într-adevăr, deoarece porțiunea a dintre lagărul C și cuplă rămîne orizontală (se neglijează greutatea cuplei) axul în dreptul cuplei este mai jos decît poziția necesară de pe linia elastică definitivă notată pe figura 5 *b*, *c*, cu *I* (linie punct) cu o cîtime ε_1, ce depinde de lungimea a. Din această cauză linia elastică pe care o formează arborii în această situație notată în figură cu *II* (linia plină) corespunde pe porțiunea A—C cu linia elastică definitivă, iar în porțiunea C—B' se păstrează sub ea cu o cîtime variind între ε_1 în dreptul cuplei și ε în dreptul reazimului B.

Se scoate lagărul ajutător D, agregatul rămînînd rezemat pe 3 lagăre. Prin scoaterea lagărului ajutător D cuplele se lasă și mai jos înregistrînd abaterea ε_2 față de linia elastică definitivă, iar linia elastică a axelor în această situație se modifică după linia *III* (punctată) deranjînd de această dată și primul panou (A—C).

În această situație se așază din nou nivela pe fusul lagărului C (care arată o citire complet diferită de citirea inițială) și se ridică lagărul al treilea din poziția B' pînă ce pe nivelă se înregistrează aceiași citire (de zero) ca la începutul cuplării. Această poziție a lagărului al treilea determină poziția finală de montaj B, linia elastică fiind aceea dorită ce asigură momentul nul în lagărul din mijloc, adică linia elastică continuă.

La agregate mici se poate renunța la lagărul ajutător D, montajul executîndu-se după cum s-a mai arătat, prin sprijinirea rotorului cu un singur lagăr pe cepul respectiv alezajul corespunzător al cuplelor.

Pentru a se putea executa acest montaj unui agregat oarecare este necesar ca proiectantul să precizeze monteurului că agregatul a fost proiectat corespunzător știind că, față de soluția cu cele 3 lagăre perfect orizontale repartiția momentelor încovoietoare și a reacțiunilor pe lagăre este complet diferită. La montajul cu momentul nul în lagărul din mijloc se mărește relativ reacțiunea din C și se micșorează reacțiunile din A și B, față de soluția cu 3 lagăre orizontale.

Notăm că pentru ușurința unor reparații ulterioare (returnare de lagăre) după un montaj corect condus conform acestui principiu este necesar a se nota puncte de reper ulterioare, ca de exemplu înclinarea pe fusuri, pentru ca în cazul unei remedieri să nu se necesite decuplarea rotorilor ce este o operație de nedorit.

Metoda verificării montajului cu dinamometru evident că se poate folosi și la acest sistem de așezare a lagărelor, necesitînd însă cunoașterea datelor de calcul. Față de exactitatea și simplicitatea metodei mai sus expuse această verificare nu este necesară.

D. CONCLUZII

Din expunerea de mai sus rezultă deci că construcţia şi montajul agregatelor mari, pur rotative cu axa orizontală pe 3 lagăre, se poate prezenta sub două soluţii principial deosebite a căror cunoaştere este necesară inginerului proiectant, în vederea judicioasei dimensionări a agregatului şi pentru întocmirea instrucţiunilor de montaj corespunzătoare. In afară de problemele mai sus expuse construcţia pe 3 lagăre prezintă şi alte probleme specifice de construcţie, execuţie, calcul (exemplu calculul turaţiei critice) necesare spre cunoaştere inginerului proiectant, ce depăşesc însă cadrul prezentelor consideraţiuni.

Soluţia adecvată a construcţiei şi montajului unui agregat pe 3 lagăre cu axa orizontală în concordanţă cu principiile de construcţie şi montaj actuale, rezultă aceea cu momentul nul în lagărul din mijloc, adică cu linia elastică continuă. Prin aceasta agregatul se poate considera ca o particularizare a unui agregat pe 4 lagăre (cu cele 2 lagăre din mijloc confundate) fiind tratat ca atare în conformitate cu cele arătate la punctul *C* avînd în plus avantajul de a se putea realiza o precizie suficientă, în respectarea practică a premizelor de calcul, printr-un montaj simplu.

In practică este foarte uzuală şi soluţia dată la punctul *B*, adică cu cele 3 lagăre perfect orizontale (pe aceeaşi linie) fiind în funcţie o serie de agregate construite şi montate după acest principiu, care lucrează în perfecte condiţiuni.

Intre cele două soluţii posibile sînt însă diferenţe esenţiale în ceea ce priveşte repartiţia eforturilor pe lagăre şi a variaţiei momentului încovoietor în lungul arborilor (de unde rezultă diferenţe de calcul de rezistenţă, turaţie critică, etc.) ceea ce face ca montajul necesar de executat să fie în strînsă legătură cu premizele de calcul.

Evident că un agregat proiectat conform principiului de la punctul *B* montat după principiul arătat la punctul *C* va lucra defectuos şi invers, motiv pentru care proiectantul trebuie să indice neapărat condiţiile de montaj.

Din aceasta rezultă că pentru agregate existente în caz de reparaţii trebuie tratată problema cu deosebită atenţie căutînd în primul rînd prescripţiile firmei constructoare. In caz că acestea nu există se execută unul din cele două principii prin montaj, urmărindu-se foarte atent mersul agregatului la pornire, rodaj şi mersul de probă putîndu-se trage concluziile necesare, cunoscîndu-se problemele principiale arătate în prezentele consideraţiuni. Dacă există date asupra greutăţii arborilor, dimensiunile rotorilor precum şi mărimile lagărelor se poate face un antecalcul pentru identificarea eventuală a soluţiei constructive şi deci a soluţiei de montaj.

Numai prin cunoaşterea problemelor specifice ale acestor agregate dintre care unele au fost arătate parţial în prezentele consideraţiuni se pot realiza agregate de acest gen în bune condiţiuni.

Se aminteşte în acest sens construcţia şi montajul executat de autor, a unui agregat de 4200 C. P. tip F., după principiul arătat la punctul *C* (linie elastică continuă în poziţia de montaj) care din 1951 de cînd a fost pus în funcţie pînă în prezent lucrează în perfecte condiţiuni.

BIBLIOGRAFIE

1. B. V. Sostakovici, *Metodica tentrovki parovih turbin.* Gosenergoizdat 1950, (pag. 79—83).
2. Ing. V. A. Litvinenko, *Electrostanții*, nr. 8/1950, pag. 51—52 (Particularitățile de centrare ale agregatelor pe 3 lagăre).
3. A. P. Dinerman și D. H. Garber, *Tehnologhia paroturbostroenia*, Mașghiz 1948.
4. Hütte, *Manualul Inginerului*, Editura AGIR 1946—1947, (pag. 656 și pag. 680).

CONSIDÉRATIONS SUR LA CONSTRUCTION ET LE MONTAGE DES AGRÉGATS DE GRANDE PUISSANCE SUR TROIS PALIERS À L'AXE HORIZONTAL

(RÉSUMÉ)

Le travail traite les principaux problèmes que pose le montage des agrégats de grande puissance sur trois paliers à l'axe horizontal, en montrant les deux solutions principales possibles avec les problèmes spécifiques de construction concernant le montage.

En opposition au montage sur trois paliers parfaitement horizontaux, posés au même niveau sur la verticale (construction statiquement non-déterminée), quand la ligne élastique des axes des arbres présente des points d'inflexion, respectivement un changement de courbure, on donne la solution d'une disposition des paliers sur la verticale, pour que le moment soit nul dans le palier du milieu.

Cette solution assure une ligne élastique continue, une marche sans vibrations et un montage simple ; dans certains cas, la construction (statiquement déterminée) peut être considérée comme une particularisation du montage des agrégats sur quatre paliers.

ВОПРОС ПОСТРОЙКИ И МОНТАЖА КРУПНЫХ АГРЕГАТОВ НА ТРЕХ ПОДШИПНИКАХ С ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ ОСЬЮ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа рассматривает в принципе вопросы связанные с монтажем крупных агрегатов на трех подшипниках с горизонтальной осью.

Даются два принципиально возможных решения с специфическим конструктивными вопросами связанными с монтажем.

Сравнительно с монтажем на 3 совершенно горизонтальных подшипниках, установленных по вертикали на одном уровне (статически неопределенная постройка), когда эластичная линия осей валов имеет точки изменения кривизны по своей длине, дается, разрешение вопроса установки подшипников по вертикали таким образом, чтобы момент в среднем подшипнике был равен нулю.

Такой монтаж обеспечивает постоянство гибкой линии осей без вибраций во время работы и простоту монтажа. В некаторых случаях постройка может считаться статически определенной, как частный случай монтажа агрегатов на 4 подшипниках.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

DISPOZITIV PENTRU TRANSFORMAREA CONFORMA $W=Z+\frac{a^2}{Z}$.

DE

F. GAMPE

In afară de profile hidrodinamice practice studiate pe cale experimentală, prezintă o importanţă deosebită şi profilele teoretice, care rezultă dintr-o funcţie analitică prin transformarea conformă, O astfel de transformare de interes practic este şi transformarea $W=Z+\frac{a^2}{Z}$ deoarece are un rol important în teoria suprafeţelor portante. Cu această transformare dintr-o mişcare circulară şi una de translaţie se obţine profilul Jucovschi.

Lucrarea de faţă îşi propune să studieze construcţia unui aparat care să realizeze practic transformarea indicată.

In literatura de specialitate se întîlnea astfel de aparate construite de Barillion, Leglise şi Gregorin.

Aparatul lui Barillion compunîndu-se din 64 bare şi numeroase articulaţii nu a căpătat o răspîndire.

Aparatul lui Leglise mai simplu din punct de vedere constructiv prezintă totuşi dezavantajul că două puncte trebuie să fie ghidate: pe cercurile de transformare şi cel de inversiune. In afară de asta nu se aplică decît în cazul particular al transformării cercului.

Aparatul lui Gregorin este cel mai complet însă pe lîngă faptul că inversează orientarea axei Y, unul din cele două plane este legat de un punct al aparatului, deci este mobil. De asemenea toate trei aplică transformarea $W=\frac{1}{2}\left(Z+\frac{a^2}{Z}\right)$.

Aparatul de faţă se prezintă astfel (fig. 1).

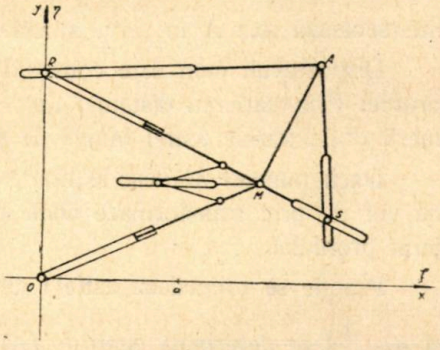


Fig. 1

Braţul OM al compasului OMR are ca punct fix punctul O în originea sistemului de coordonate. Punctul M, vîrful compasului are posibilitatea de mişcare în planul XOY în orice direcţie.

Punctul R va fi simetricul lui O faţă de paralela la axa X dusă prin punctul M care se mişcă pe axa Y.

Braţele OM şi RM sînt telescopice.

Punctul A, aşezat pe o perpendiculară la dreapta RM în punctul M, se găseşte la o distanţă egală cu „a" constanta transformării. In punctul A este articulată o piesă cu două braţe aşezate într-un unghi de 90°. Cele două braţe au practicate cîte un şanţ.

Punctul R alunecă în şanţul unuia din braţe, iar în celălalt şanţ alunecă un punct S, determinat de intersecţia RM, deoarece punctul S poate aluneca pe direcţia RM.

Dacă punctul M descrie o curbă oarecare în planul XOY; punctul S descrie transformata acestei curbe în planul $\xi O\eta$.

Intr-adevăr avem din ΔSRA (fig. 2).

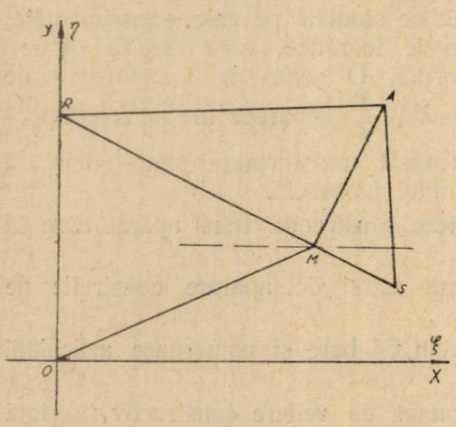


Fig. 2

$$MR \cdot MS = MA^2 = a^2$$

de unde

$$MS = \frac{a^2}{MR} = \frac{a^2}{OM} = \frac{a^2}{Z}.$$

Pe de altă parte avem

$$\arg MS = -\arg OM = -\arg Z = \arg \frac{1}{Z}.$$

Deci vectorul MS reprezintă numărul complex $\frac{a^2}{Z}$ şi coordonata punctului S în planul $\xi O\eta$, suprapus planului XOY, va fi $W = Z + \frac{a^2}{Z}$.

Dacă punctul M descrie un cerc cu centrul diferit pe punctul O, şi care intersectează axa X în „a", atunci punctul S va descrie un profil Jucovschi.

Dispozitivul, cum este construit serveşte pentru trasarea unei familii de profile. Prin varierea distanţei „a" $= MA$ se poate schimba constanta transformării obţinîndu-se astfel familii de profile.

Dacă punctul M descrie mai multe cercuri concentrice, cercurile exterioare ne vor da prin transformare liniile de scurgere ale mişcării circulaţiei pure, în jurul profilului.

Practic se procedeaz astfel: din parametrii cunoscuţi ai profilului $\left(q = \frac{d}{a}\right.$ şi $\left. p = \frac{f}{a}\right)$ se determină centrul (O_1) şi raza (r) cercului de tranformare (fig. 3).

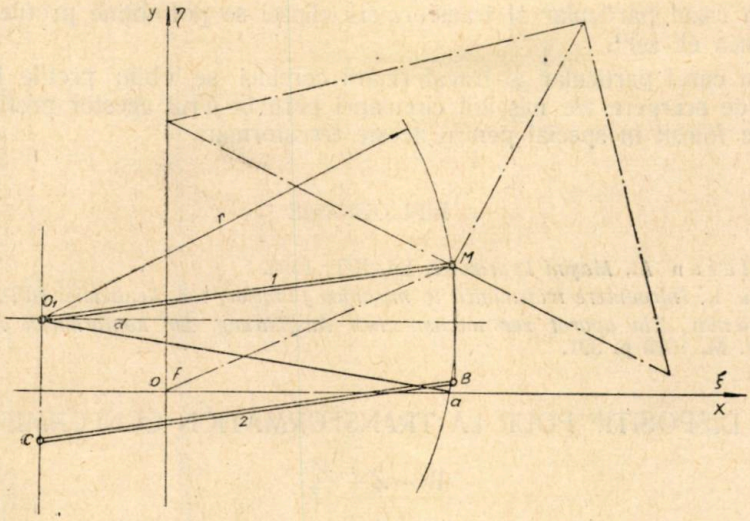


Fig. 3

Se fixează bara 1 de lungimea r de punctele O_1 şi M şi bara 2 de aceleaş lungimi de punctele B şi C unde $O_1C=MB$ şi se trasează profilul dorit din două etape: întîi extradosul şi după aceea intradosul,

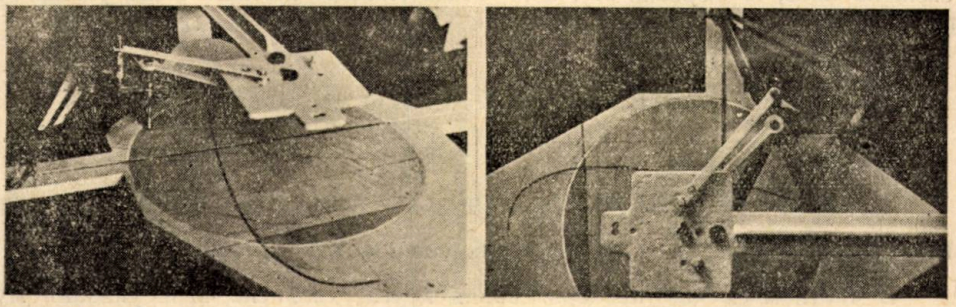


Fig. 4

CONCLUZII

a) Aparatul construit serveşte pentru transformarea conformă $W=Z+\frac{a^2}{Z}$ în general, cu ajutorul lui se poate transforma orice curbă conform relaţiei de transformare.

b) Rezultă din punctul a) că se pot verifica practic toate proprietăţile transformării cum ar fi: un cerc cu centrul în O şi raza egală cu „a“ se transformă într-un segment de dreaptă de lungime $4a$; o dreaptă înclinată care trece prin O se transformă într-un arc de iperbolă, etc.

c) In cazul particular al transformării elipsei se pot obține profile de tipul „inversiunea elipsei".

d) In cazul particular al transformării cercului se obțin profile Jucovschi și liniile de scurgere ale mișcării circulației pure în jurul acestor profile. Aparatul este folosit în special pentru aceste transformări.

BIBLIOGRAFIE

1. Bărglăzan A., *Mașini Hidraulice*, Ed. IPT, 1952.
2. Caius I., *Introducere matematică în mecanica fluidelor*, Ed. Academiei RPR, 1952.
3. Gregorin, *Ein aparat zur mechanischen Ausführung der konformmen Abbildung*, Z. F. M. 1930 p. 391.

DISPOSITIF POUR LA TRANSFORMATION CONFORME $W = Z + \frac{a^2}{Z}$

(RÉSUMÉ)

On présente un dispositif mécanique pour les transformations conformes caracterisées par la relation $W = Z + \frac{a^2}{Z}$.

Dans le cas particulier de la transformation du cercle selon la relation susmentionnée, le dispositif sert à la transformation mécanique des profils de type Jucovschi.

УСТРОЙСТВО ДЛЯ КОНФОРМНОГО ПРЕОБРАЗОВАНИЯ $W = Z + \frac{a^2}{z}$

В работе описывается механическое устройство для конформных преобразований характеризуемых отношением $W = Z + \frac{a^2}{Z}$

В частном случае преобразования круга, согласно вышеуказанному отношению, устройство может быть применимо для механического преобразования профилей типа Жуковского.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

REALIZAREA UNUI REDRESOR CU VAPORI DE MERCUR, MONOANODIC, CU GRĂTAR DE COMANDĂ, ÎN CUVĂ METALICĂ

DE

ALEX. ROGOJAN, EUGEN POP, SEVER CRIŞAN

I. INTRODUCERE

Mutatorii cu vapori de mercur în cuvă metalică, cu şi fără pompă, sînt întrebuinţaţi pe scară întinsă la transformarea energiei electrice. Astăzi cca un sfert din energia electrică produsă pe glob trece prin mutatori.

Instalaţii de redresori cu vapori de mercur se întrebuinţează: în industria chimică, pentru obţinerea pe cale de electroliză a unui mare număr de produse; în transportul urban, la alimentarea tramvaielor şi firobuselor; în transportul interurban, pe locomotivele cu redresori sau în substaţiile de tracţiune; în posturile de radio emisiune de mare putere ca sursă de curent continuu; în contactorii pentru sudură, unde asigură intensitatea şi durata optimă a curentului de sudură; în dispozitivele de acţionare a maşinilor unelte, a laminoarelor sau a maşinilor de fabricat hîrtie, la care prin comanda de grătar, executată cu ajutorul aparatelor electronice, se poate obţine o reglare rapidă şi precisă. In ultimul timp, mutatorii cu mercur de construcţii speciale, sînt întrebuinţaţi în transportul energiei electrice sub formă de curent continuu de tensiune înaltă.

Pentru a satisface multiplele domenii de utilizare, mutatorii cu mercur sînt executaţi în variate forme constructive. La puteri mici este folosilă construcţia în sticlă, pe cînd la puteri mari se foloseşte exclusiv construcţia în cuvă metalică. Aceştia din urmă pot fi polianodici sau monoanodici, cu pompă sau fără pompă, răciţi cu apă sau cu aer, cu sau fără grătar de comandă. Mutatorii monoanodici pot fi de tipul ignitron sau excitron.

In ultimele două decenii se pare că majoritatea constructorilor se orientează în spre tipurile monoanodice, care au o serie de avantaje faţă de cele polianodice ca: posibilitatea de a fi folosiţi în scheme în punte şi antiparalel; scurtarea drumului arcului şi deci a căderii de tensiune, fără creşterea pericolului aprinderilor inverse.

Ţinînd seamă de larga răspîndire a mutatorilor cu mercur şi de perspectivele pe care le au, am socotit că abordarea unor probleme legate de construcţia unui astfel de mutator ar putea fi de folos industriei noastre.

II. CONSTRUCȚIA REDRESORULUI, FUNCȚIONAREA ȘI CARACTERISTICILE LUI

1. Cuva și etanșarea ei

Ne-am stabilit asupra unei cuve monoanodice, de forma și dimensiunile din figura 1 și 2. Menționăm că toate piesele și accesoriile, afară de agregatul de pompare, au fost confecționate de către noi sau de către întreprinderi din țară, folosind materiale de provenientă indigenă.

Cuva este confecționată din oțel CN 35, prin strunjire. Pentru a nu avea prea mari dificultăți la etanșare, am evitat confecționarea prin sudură, micșorînd astfel la minimum locurile pe unde ar putea apărea infiltrații. Pentru răcire au fost aplicate, prin sudură, 24 aripioare cu o lățime de 35 mm și o grosime de 6 mm. Deasupra, cuva are un capac din același oțel, care conține orificiile pentru ieșirea electrozilor și pentru racordul tubului pompei și al manometrului. Corespunzător fiecărui orificiu se găsesc pe capac izolatorii de trecere pentru electrozi, cu flanșele respective, robinetul pentru închiderea conductei spre pompă și tubul, prins cu flanșă, al manometrului.

La partea de jos, izolată față de cuvă printr-un inel de porțelan, se află o placă de oțel deasupra căreia se găsește mercurul catodei. Pe placă sînt aplicate, în partea laterală și de jos, 8 aripioare de răcire. In partea centrală, dedesubt, se află fixat dispozitivul de aprindere cu jet de mercur.

Intreaga cuvă este introdusă într-o cămașă de tablă, care conține la partea de jos rotorul unui ventilator centrifugal pentru răcirea cu aer.

Pentru a se asigura în cuvă o presiune a gazelor permanente mai mică de 1 mtorr, necesară unei funcționări normale, s-a făcut etanșarea prin garnituri de cauciuc prelucrat în țară, care admite o temperatură maximă de 75°C. Garniturile au fost tăiate din plăci de grosime de cca 3 mm. Partea garniturii dinspre interior a fost îmbrăcată cu tablă de fier de grosime 0,25 mm, prelucrată sub formă de inel prin procedeul de apăsare. Acest lucru e necesar atît pentru ca vaporii de mercur să nu ajungă în contact cu cauciucul, cît și pentru a îngreuna întrarea în cuvă a gazelor degajate de cauciucul încălzit. Garniturile au fost strînse pînă ce grosimea lor s-a redus la jumătate, fiind necesară pentru aceasta o presiune de cca 300 kg/cm^2.

2. Pomparea, măsurarea presiunii și semnalizarea

Pentru pomparea cuvei s-a folosit un agregat de pompare de provenientă cehă, format dintr-o pompă preliminară rotativă cu ulei PP (fig. 4), un rezervor de vid preliminar RVP și o pompă cu difuziune cu mercur PD. Aceasta din urmă are o viteză nominală de pompare $S_p = 10$ l/sec și poate atinge presiunea limită de 10^{-6} torr.

Pompa preliminară cu ulei pompează aerul din rezervorul de vid preliminar prin tubul de legătură ce conține robinetul RO_1. Presiunea în rezervor se poate măsura cu manometrul scurtat *MS*. Printr-un tub și un robinet cu trei căi *R3C*, se face legătura la orificiul de evacuare al pompei cu difuziune. Orificiul de intrare al pompei este legat la cuvă prin tubul ce conține robinetul

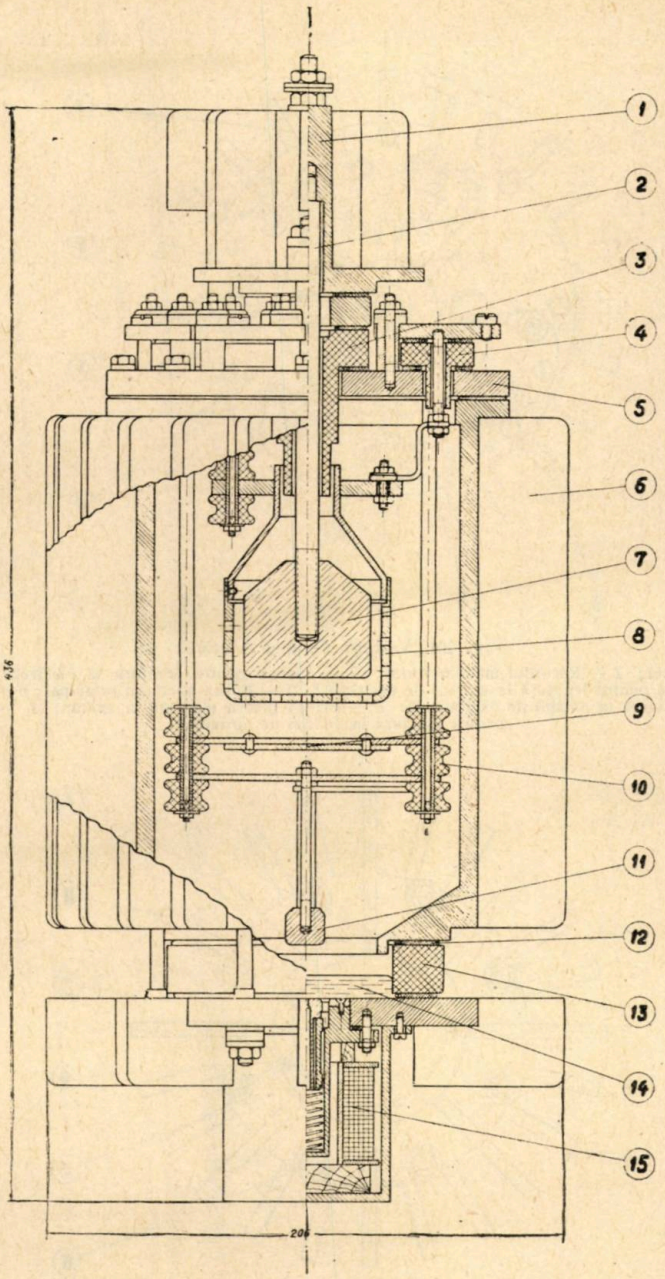


Fig. 1. Secțiune prin cuvă

1 — Flanșa anodului principal cu aripioarele de răcire; *2* — Tija anodului principal; *3* — Izolatorul anodului principal; *4* — Izolatorul legăturii la grătar; — *5* Capacul cuvei; *6* — Aripioare pentru răcirea cuvei; *7* — Anodul principal de grafit; *8* — Grătarul de comandă; *9* — Placa pentru abaterea curentului de vapori; *10* — Role de porțelan; *11* — Anod de aprindere, în spatele căruia se vede un anod de excitație; *12* — Garnitură de etanșare din cauciuc cu inel protector; *13* — Inel izolator de porțelan; *14* — Mercurul catodului; *15* — Dispozitivul de aprindere cu jet de mercur, fixat pe placa catodică

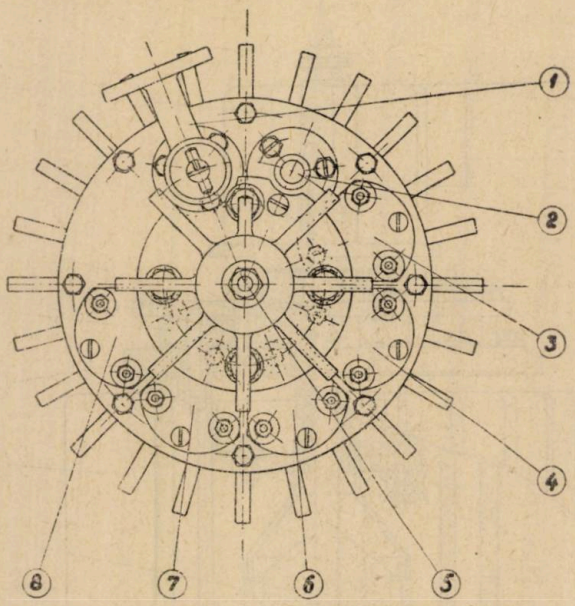


Fig. 2a. Vedere de sus a cuvei

1 — Robinet; 2 — Racordul manometrului; *3* — Flanșă pentru legătura la electrozi (liberă); *4* — Flanșă pentru legătură la anodul de excitație I; *5* — Borna anodului principal; *6* — Flanșă pentru legătură la anodul de excitație II: *7* — Flanșă pentru legătură la grătar; *8* — Flanșă pentru legătură la anodul de aprindere

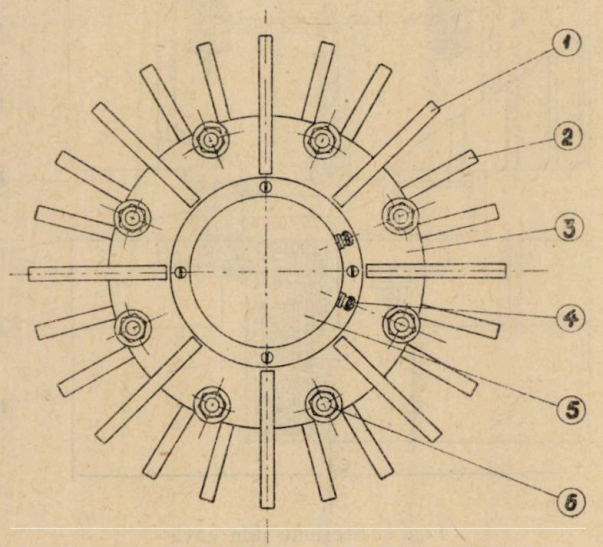
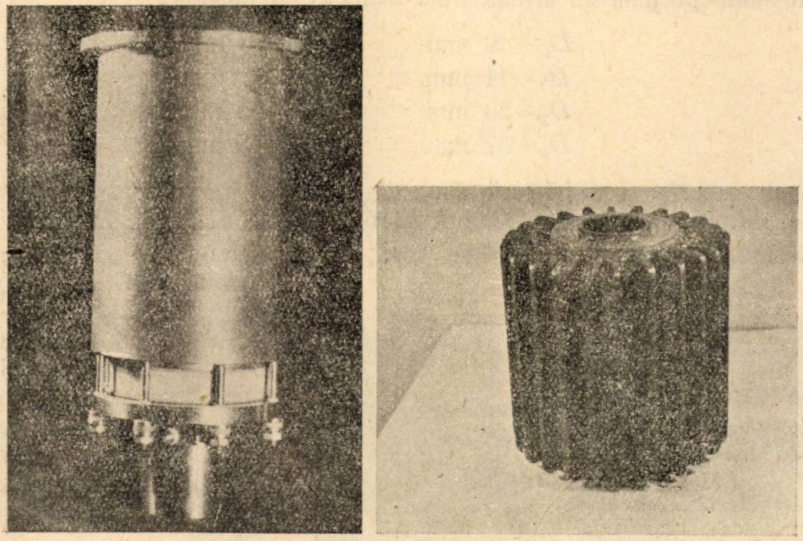


Fig. 2b. Vedere de jos a cuvei

1 — Aripioare pentru răcirea catodului; *2* — Aripioare pentru răcirea cuvei; *3* — Placa catodului; *4* — Bornele bobinei dispozitivului de aprindere cu jet de mercur; *5* — Dispozitivul de aprindere cu jet de mercur; *6* — Șuruburi pentru fixarea plăcii catodului



a *b*

Fig. 3. Fotografia cuvei
a) fără aripioare ; *b*) cu aripioare

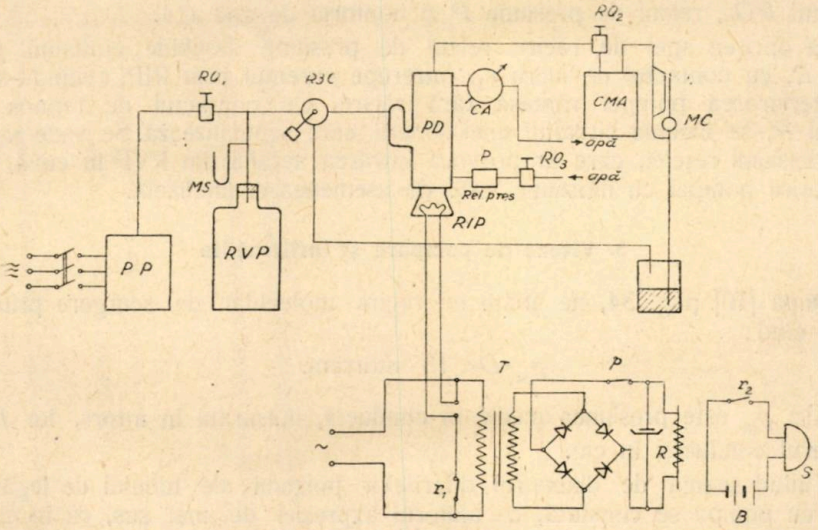


Fig. 4. Schema instalației de pompare

RO_2 de tip cu disc. Din motive constructive tubul de legătură este format din mai multe porțiuni cu următoarele diametre și lungimi:

$D_1 = 9$ mm $\quad L_1 = 10$ mm
$D_2 = 11$ mm $\quad L_2 = 17$ mm
$D_3 = 28$ mm $\quad L_3 = 195$ mm
$D_4 = 37$ mm $\quad L_4 = 95$ mm

Toate tuburile și robinetele sînt din oțel, iar racordarea lor se face cu flanșe și garnituri de cauciuc. Tubul și robinetul se văd în figura 5.

Măsurarea presiunii în cuvă se face cu un manometru cu compresie cu mercur *MC*, manipulat cu ajutorul presiunii din rezervorul de vid preliminar, prin intermediul robinetului *R3C*. Din motive de comoditate am ales pentru manometru o scară pătratică. Sensibilitatea lui permite observarea cu ușurință a presiunii de 0,1 mtorr.

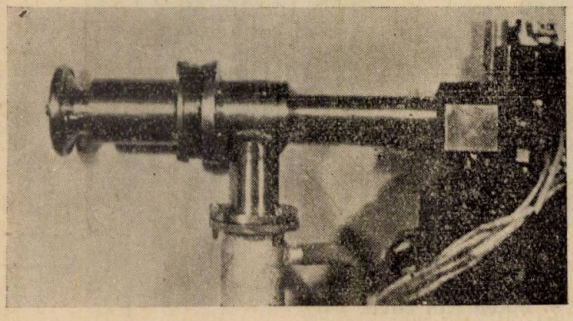


Fig. 5. Tubul de legătură între pompă și cuvă împreună cu robinetul

În figura 4 se vede și circuitul pentru rezistența de încălzire a pompei cu difuziune RIP, precum și circuitul apei de răcire. Ambele sînt combinate cu o schemă electrică de protecție și semnalizare acustică. În circuitul apei de răcire avem robinetul RO_3, releul de presiune *P* și contorul de apă *CA*.

La oprirea apei de răcire releul de presiune deschide contactul *p*, iar releul *R*, cu contactul de lucru r_1, întrerupe curentul prin RIP, evitîndu-se astfel deteriorarea pompei rămasă fără răcire. Cu contactul de repaos r_2, al releului *R*, se închide circuitul unei sonerii care semnalizează. Se vede ușor că lipsa tensiunii rețelei, care ar provoca intrarea aerului din RVP în cuvă, datorită opririi pompei cu difuziune, este de asemenea semnalizată.

3. Viteza de pompare și infiltrațiile

După [10] pag. 34, ne aflăm în regim molecular de scurgere prin conducte, cînd:

$$p_m \cdot D < 15 \text{ mtorrcm}.$$

Aici p_m este presiunea medie în conductă, măsurată în mtorr, iar *D* este diametrul conductei în cm.

Ținînd seama de diametrul diferitelor porțiuni ale tubului de legătură a cuvei cu pompa se constată, cu ajutorul expresiei de mai sus, că în cel mai defavorabil caz, ne aflăm în regim molecular cînd presiunea medie este mai

mică de cca 4 mtorr. Cum în cuvă presiunea trebuie să fie mai mică de 1 mtorr înseamnă că regimul de scurgere este molecular.

Capacitatea de debitare a unui tub cu secţiune circulară este în acest caz [10] pag. 44:

$$C = 12{,}1 \frac{D^3}{L} \text{ l/sec.}$$

Calculînd capacitatea de debitare pentru fiecare porţiune de tub şi însumînd inversele lor, obţinem inversul capacităţii de debitare totală a tubului, din care obţinem capacitatea totală de debitare:

$$C = 3{,}2 \text{ l/sec.}$$

Cu viteza nominală de pompare a pompei cu difuziune $S_p = 10$ l/sec, pentru viteza totală de pompare a ansamblului pompă tub de legătură [10] pag. 23, avem:

$$S = \frac{1}{\frac{1}{C} + \frac{1}{S_p}} = 2{,}44 \text{ l/sec.}$$

Din curba de creştere a presiunii, ridicată experimental (fig. 6), se vede că presiunea creşte cu 10 mtorr în 6 ore. După [9] pag. 152, ţinînd seamă că volumul cuvei este $V = 2{,}5$ l, infiltraţiile sînt:

$$Q = \frac{p_1'' - p_1'}{t} V =$$

$$= \frac{10}{6 \cdot 3600} 2{,}5 = 1{,}2 \cdot 10^{-3} \text{ mtorr l/sec.}$$

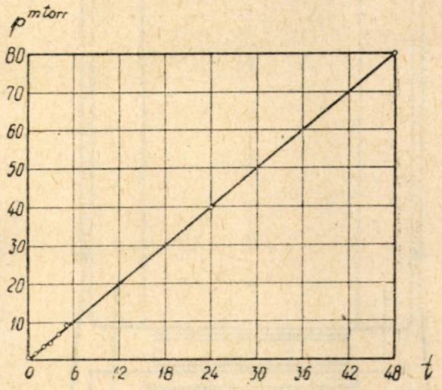


Fig. 6. Curba $p = f(t)$

Pentru a asigura presiunea $p_1 = 1$ mtorr în cuvă cînd avem infiltraţiile stabilite mai sus, e necesar, după [10] pag. 22, să avem o viteză de pompare:

$$S' = \frac{Q}{p_1} = \frac{1{,}2 \cdot 10^{-3}}{1} = 1{,}2 \cdot 10^{-3} \text{ l/sec.}$$

Viteza de pompare disponibilă este, după cum am văzut, de 2,44 l/sec, deci de cca 2000 ori mai mare.

Cu expresia de mai sus se pot calcula infiltraţiile ce pot fi admise la viteza de pompare asigurată şi presiunea de 1 mtorr. Avem:

$$Q' = S \cdot p_1 = 2{,}44 \cdot 1 = 2{,}44 \text{ mtorrl/sec.}$$

Cum gazele degajate din pereţii cuvei şi din electrozi pot fi considerate ca infiltraţii, se vede că viteza de pompare stabilită permite o formare mai rapidă a cuvei.

4. Răcirea și măsurarea temperaturii cuvei

In timpul funcționării, datorită căderii de tensiune în arc, o anumită cantitate de energie se transformă în căldură, care trebuie evacuată în așa fel, încît temperatura la garniturile de cauciuc să nu depășească 75°C, iar temperatura electrozilor să fie sub temperatura care ar provoca înmuierea sau topirea lor. O bună răcire este deosebit de importantă, căci cu cît răcirea este mai eficace cu atît poate fi mai mare curentul mediu luat din redresor. Am prevăzut pentru răcire un ventilator centrifugal cu aer — răcirea cu aer fiind mai simplă — care are un debit de 0,02 m³/sec la o presiune de 10 mm col apă. El este așezat sub cuvă și împinge aerul prin interiorul unei cămăși de tablă plasată în jurul cuvei (fig. 7). Puterea luată de la rețea este de cca 100 W.

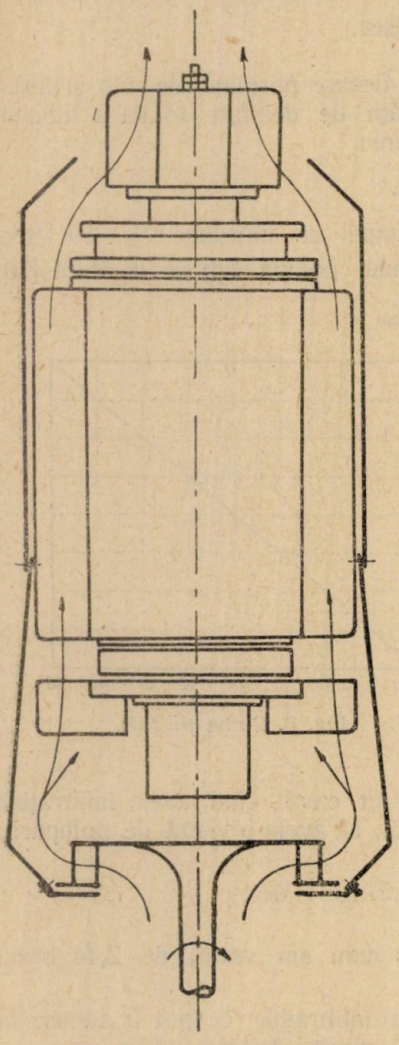


Fig. 7. Schema ventilației

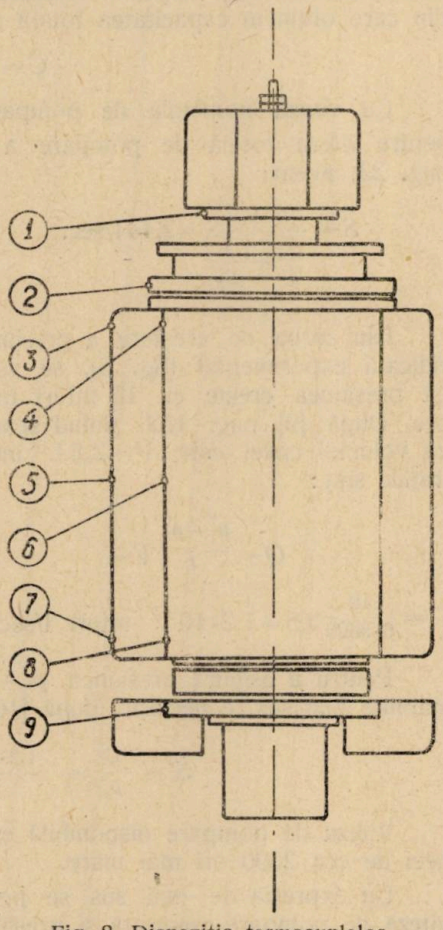


Fig. 8. Dispoziția termocuplelor

Pentru măsurarea temperaturilor am plasat, în punctele indicate în figura 8, termocuple cupru-constantan, a căror capete reci le-am dus la o regletă cu un număr corespunzător de perechi de bucşe. Cu un milivoltmetru, conectat pe rînd la capetele fiecărui termocuplu, se poate măsura astfel uşor temperatura fiecărui punct.

5. Electrozii şi trecerile izolate

In interiorul cuvei se află electrozii (fig. 1 şi 9). Anodul principal, plasat central, e de forma unui cilindru cu partea de sus tronconică. Iniţial, anodul a fost confecţionat din oţel OL 50, apoi din grafit obţinut din electrozi fabricaţi la Intreprinderea Carbochim Cluj. O tijă de oţel, înşurubată cu un capăt în anod, trece prin izolatorul aşezat în centrul capacului cuvei şi se înşurubează, cu celălalt capăt, într-o flanşă. Izolatorul are forma a 3 cilindri cu diametre diferite suprapuşi şi cu un orificiu central prin care trece tija. Partea exterioară a cilindrului, de deasupra cuvei, este glazurată. Intre capacul cuvei şi izolator, precum şi între acesta şi flanşă, se află garnituri de cauciuc ce asigură etanşarea. Flanşa are în prelungirea tijei o proeminenţă cilindrică pe care se află sudate aripioarele de răcire.

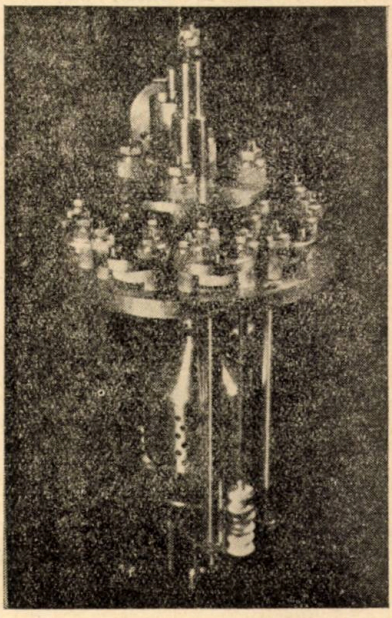


Fig. 9. Vederea capacului cuvei şi a electrozilor

In jurul anodului se găseşte grătarul care urmăreşte forma acestuia, peretele interior fiind la distanţă de cca 7—8 mm de anod. Grătarul e confecţionat din oţel, cu peretele gros de 3,5 mm şi e prevăzut cu orificii de 4 mm diametru, cu distanţă de 7 mm între două orificii ale aceluiaşi rînd, respectiv 6 mm între rînduri. Printr-o tijă de contact şi un izolator de formă asemănătoare cu cel anodic, dar de dimensiuni mai mici, se face legătura grătarului în exterior. Eşirile grătarului şi ale celorlalţi electrozi sînt făcute identic şi sînt plasate în jurul eşirii anodului principal.

Deasupra catodului, la 10 mm, plasat central, se află un anod de aprindere, asupra căruia este aruncat jetul de mercur.

Lateral la o distanţă de cca 8 mm de anodul de aprindere se află 2 anozi de excitaţie, formaţi din cilindri de oţel cu diametru de 7 mm.

Sub grătar se află o placă circulară de oţel de acelaşi diametru cu al grătarului, care împiedică vaporii de mercur, ce se degajă din pata catodică, să ajungă direct la grătar şi anod.

Piesele din interiorul cuvei sînt susținute prin tije izolate cu tuburi de sticlă și role de porțelan.

Menționăm că izolatorii au fost confecționați de Intreprinderea Electroceramica Turda.

6. Dispozitivul de aprindere

Dispozitivul de aprindere cu jet de mercur (fig. 1) este format dintr-un cilindru de oțel în interiorul căruia se află un tub tot din oțel. In spațiul dintre peretele interior al cilindrului și peretele exterior al tubului se poate deplasa un piston de fier, ce se află împins în sus de un resort. In exteriorul cilindrului se află o bobină cu 1800 spire din conductor de cupru de diametru 0,35 mm. Intregul dispozitiv este introdus într-o cutie de oțel cilindrică și este fixat în centrul plăcii catodice. Etanșarea este asigurată cu o garnitură de cauciuc.

Catoda este formată din mercur cu un volum de cca 36 cm^3. Deasupra plăcii catodice mercurul are o înălțime de 9 mm.

7. Schema electrică

Schema electrică care a fost întrebuințată la formare și apoi la stabilirea caracteristicilor se vede în fig. 10.

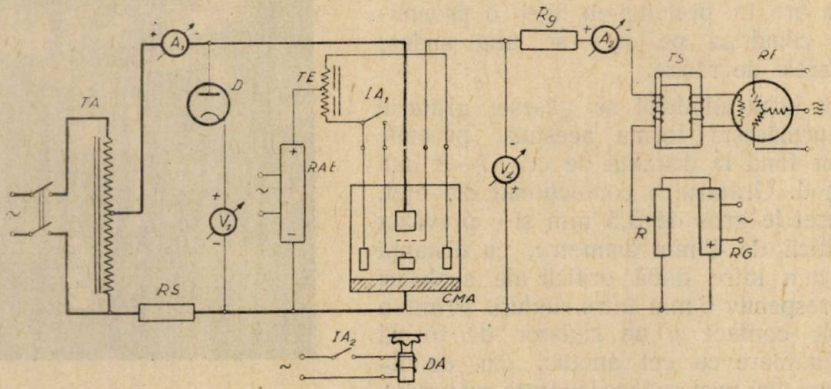


Fig. 10. Schema electrică folosită la formare

Circuitul anodului principal conține o parte din bobinajul transformatorului *TA* — ce are o tensiune de 45 V — ampermetrul A_1, spațiul anodă-catodă și rezistența de sarcină *RS*. Pentru măsurarea căderii în arc s-a conectat în paralel cu acesta voltmetrul V_1. Dioda electronică *D* este introdusă spre a măsura numai în semiperioada corespunzătoare tensiunii directe.

Pentru menținerea arcului, cei 2 anozi de excitație sînt alimentați în curent continuu de la redresorul *RAE*, care servește și la aprindere. Egalizarea curenților pe cei 2 anozi se obține prin transformatorul egalizor *TE*. Am prevăzut 2 anozi de excitare spre a se putea face excitarea și în curent alternativ.

Lucrînd cu curent continuu este posibil să avem numai un singur anod, care poate servi atît pentru excitare cît şi pentru aprindere.

Aprinderea se face legînd anoda respectivă la redresorul *RAE* prin întrerupătorul IA_1 şi închizînd, pentru scurt timp, circuitul bobinei dispozitivului de aprindere *DA*, prin IA_2. Legînd, prin operaţia din urmă, bobina la o tensiune alternativă de 185 V, pistonul se deplasează în jos şi aruncă mercurul prin tubul interior, sub formă de jet, asupra anodului de aprindere, închizînd circuitul acestuia. La întreruperea jetului se produce aprinderea. După aceasta IA_1 se întrerupe, iar descărcarea amorsată continuă prin cei 2 anozi de excitaţie.

In circuitul grătarului avem instrumentele de măsură (ampermetrul A_2 şi voltmetrul V_2), rezistenţa R_g pentru limitarea curentului de grătar şi dispozitivele de comandă. Comandarea se face prin impulsuri. Corespunzător acestui gen de comandă avem în circuitul de grătar transformatorul saturat *TS* pentru producerea impulsurilor. El este alimentat de la un regulator de fază *RF*, care permite schimbarea poziţiei impulsurilor faţă de tensiunea anodică, deci schimbarea momentului aprinderii şi, în consecinţă, a valorii medii a curentului redresat. De la redresorul *RG*, prin divizorul de tensiune *R*, se introduce în circuitul de grătar o tensiune negativă de 20 V. Tensiunea impulsului este de cca 40 V, iar durata corespunde la cca 60°. Primarul transformatorului saturat ia din regulatorul de fază un curent de 0,3 A, la tensiunea de cca 25 V.

Aspecte ale întregii instalaţii se pot vedea în figurile 11, 12 şi 13.

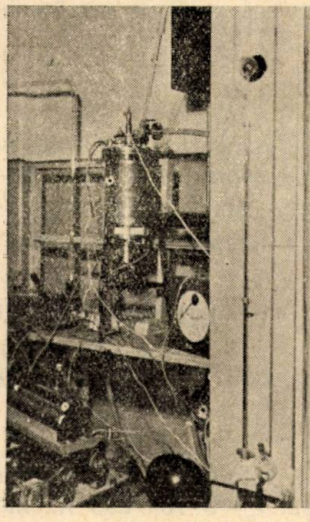


Fig. 11. Vedere a instalaţiei cu cuva fără aripioare

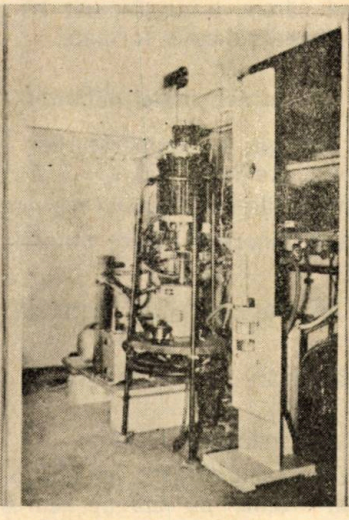


Fig. 12. Vedere a instalaţiei cu cuva avînd aripioare de răcire dar fără cămaşă

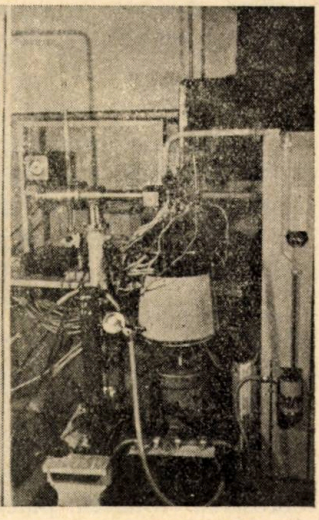


Fig. 13. Altă vedere a instalaţiei. Se ovservă cuva cu aripioarele de răcire şi jumătate din cămasă. Se văd deasemenea termocuplele

8. Formarea cuvei

Spre a se putea menține la funcționarea cu curentul nominal o presiune sub 1 mtorr, este necesar să se formeze în prealabil cuva, adică să se elimine gazele incluse în pereți și în electrozi. Pentru a scurta timpul de formare este important, după cum am văzut, ca viteza de pompare a ansamblului pompă-tub să fie cît mai mare.

Formarea cuvei am făcut-o în mai multe etape. La o primă formare am admis, pentru accelerarea operației, o presiune maximă în cuvă de 30—40 mtorr. Operația de degazare a fost executată cu întrerupere datorită condițiilor de lucru. Degazarea a fost dificilă cînd întrebuințam anodul de grafit, care conținea multe impurități, ceea ce a determinat înlocuierea lui cu un anod de oțel. Cu acesta, degazarea s-a făcut mult mai ușor. In urma presiunii ridicate la care s-a făcut formarea, mercurul s-a oxidat. După curățirea mercurului s-a procedat la o nouă formare la care presiunea nu a depășit 20 mtorr.

Menționăm că ajungînd, în timpul formării, la un curent mediu redresat de 110 A, anodul de oțel s-a topit. L-am înlocuit cu altul din oțel cu carbon puțin OL 38, care cum s-a dovedit mai tîrziu conținea multe impurități. La curentul de 110 A s-a topit și acesta. Deschizînd cuva s-au observat oxidări puternice atît a mercurului cît și a anodului. Am revenit la primul anod de grafit și am procedat la o formare mai îndelungată cu presiuni pînă la 30 mtorr și cu șocuri scurte cu curent pînă la 150 A, în timpul cărora presiunea se ridica, pentru timp scurt, pînă la 200 mtorr. După o nouă curățire a mercurului și a cuvei, care erau foarte oxidate, am procedat la o altă formare similară. Aceasta, în timpul căreia s-au efectuat 10 șocuri, a durat cca 75 de ore, după care am putut considera cuva formată.

9. Caracteristici obținute

Ridicînd curbele de variație a temperaturilor la garnituri, pentru diferiți curenți redresați, curentul de excitație fiind $I_e = 5$ A, iar supratemperatura garniturilor fiind sub 40°C, am stabilit următoarele regimuri nominale de funcționare:

a) In cazul cuvei fără aripioare și răcire naturală: curent redresat nominal (valoare medie) $I_a = 5$ A.

b) In cazul cuvei cu aripioare și răcire naturală: curent redresat nominal $I_a = 10$ A.

c) In cazul cuvei cu aripioare și răcire forțată: curent redresat nominal $I_a = 70$ A.

Presiunea atinsă este mai mică de 1 mtorr.

Intrebuințînd 3 cuve corespunzătoare cazului c), într-o schemă pentru redresarea trifazică, putem obține un curent redresat $I_a = 3 \cdot 70 = 210$ A, iar într-o schemă hexafazată $I_a = 6 \cdot 70 = 420$ A.

Intenționăm ca în viitor să studiem posibilitatea folosirii pentru garnituri a unor materiale ce admit o temperatură de lucru mai ridicată, precum și posibilitatea unei ventilații mai eficace, ceea ce ar permite o substanțială creștere a curentului redresat.

Căderea de tensiune în arc (valoare medie), măsurată cu voltmetru cu diodă (fig. 10), variază între 8,5 şi 11 V, ceea ce corespund, în cazul redresării ambelor semiperioade, la 17—22 V.

O altă mărime foarte importantă ce caracterizează redresorul este tensiunea inversă. Pentru a obţine date relative la aceasta am alimentat anodul principal cu o tensiune de 720 V, căreia îi corespunde o tensiune inversă maximă de 1020 V, după schema din fig. 10 şi am constatat, la oscilograf şi cu instrument magnetoelectric, că nu apar aprinderi inverse. Curentul la care s-a făcut măsurătoarea a fost limitat la 5 A. Este posibil ca tensiunea inversă maxim admisă să fie sensibil mai mare decît 1020 V.

Reglarea cu ajutorul regulatorului de fază se poate face în condiţiuni foarte bune. Cu dispozitivele din fig. 10 s-a obţinut o reglare a curentului redresat de la 0 la 100 A, în mod continuu.

III. INCHEIERE

Rezultatele obţinute, prezentate în această lucrare, arată că se poate folosi cuva construită, ca element de bază a unei instalaţii de redresare după o schemă polifazată, care să fie introdusă de probă în exploatare.

Timişoara, iulie 1956

BIBLIOGRAFIE

1. Partzsch, Stromrichter ETZ. A. H. 18, sept. 1954.
2. Gustav Reinhardt, Derzeitiger Stand der Stromrichtertechnik, Technische Mitteilungen 47, Heft 7/8, 1954.
3. Hans V. Bertele, Zur Entwiklung der Einanoden-Stromrichter-Ventile, E. u. M. Heft 9, 1954.
4. A. Glazer-K. Müller-Lübek, *Theorie der Stromrichter.* Erster Band. Berlin 1935.
5. Halacsy Endre, Aramiranytok. A mernöki tovabkepzö intezet kiadvanyai. XXV Kötet, 31 füzet, Budapest 1943.
6. A. F. Prontarsco, Avt maticescaia formovca rtutnîh vîpriamitelei. Prom. Energ. Nr. 10 1952.
7. V. A. Kabanov, Uscorennaia neprerîvnaia formovca rtutnîh vîpreamitelei s dvumia rtutnîmi nasosami. Prom. Energ. Nr. 10, 1952.
8. W. Schmalenberg, Messungen an Quecksilberdampf-Stromrichtergefässen I, ATM. 235, aug. 1955.
9. B. I. Corolev, *Bazele tehnicii vidului.* Editura Energetică de Stat Moscova 1950. (Traducere din limba rusă. Comitetul de Stat pentru Tehnică, Institutul de documentare tehnică).
10. A. Gutri i P. Uokerlinga, *Vakumnoe oborudovanie i vakumnaia tehnica.* Moskva 1951.

RÉALISATION D'UN REDRESSEUR À VAPEURS DE MERCURE, MONOANODIQUE, À GRILLE DE COMMANDE, EN CUVE MÉTALLIQUE

(RÉSUMÉ)

On présente, dans ce travail, l'étude et la construction d'un redresseur en cuve métallique que l'on construit pour la première fois dans notre pays. La cuve monoanodique comporte un courant nominal de 70 A et une tension inverse de 1000 V.

On y étudie: l'étanchement de la cuve; le pompage et la mesure des pressions; la vitesse du pompage et les infiltrations; le refroidissement et la mesure des températures; les électrodes et les passages isolés; le dispositif d'allumage au jet de mercure; le schème électrique; la constitution de la cuve. On présente aussi les caractéristiques obtenues.

ОСУЩЕСТВЛЕНИЕ ВЫПРЯИМТЕЛЯ С РТУТНЫМИ ПАРАМИ, С ОДНИМ АНОДОМ И УПРАВЛЯЮЩЕЙ СЕТКОЙ, В МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе описывается осуществление и изучение выпрямителя в металличесвой сболочке, созданного впервые в наший стране.

Одноанодная оболочка обладает номинальным током в 70 а и обратным напряжеиием в 1000 в.

Изучается: герметичность оболочки; нагнетание и измерение давлений; скорость нагнетания и инфильтрации; охлаждение и измерение температур; электроды и изолированные проходы; ртутный зажигательный аппарат; электрическая ехема; офо мление оболочки.

Даются полученные характеристики.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONTRIBUŢIE LA ÎMBUNĂTĂŢIREA IZOLAŢIEI STATORICE DIN PRIMII TURBOGENERATORI FABRICAŢI ÎN ŢARA

DE
A. NANU

I. FOLOSIREA PIERDERILOR DIELECTRICE LA STABILIREA CRITERIILOR DE COMPORTARE A IZOLAMENTULUI STATORIC

Izolaţia barelor de stator din primii turbogeneratori fabricaţi în ţară (3000 Kw/6000 V) este formată din straturi de micăfoliu, aşezate pe barele de cupru, sub presiune şi căldură; mecanizat pe partea centrală dreaptă (cu o maşină de învelit Micafil) şi manual pe coturi. Cum izolaţia unei maşini electrice mari, care lucrează la înaltă tensiune, este factorul determinant al calităţii maşinii, la turbogeneratori în special izolaţia statorică, în prezenta lucrare se dezvoltă rezultatele cercetărilor asupra acestei izolaţii.

Ştiut este faptul că scoaterea din funcţiune a unui turbogenerator se datoreşte în cele mai multe cazuri, fie folosirii unui material necorespunzător în izolaţie, fie unei porţiuni defecte a unui dielectric corespunzător sau în fine, fie unui proces tehnologic de izolare defectuos executat sau greşit ales, chiar cînd materialul izolator în sine corespunde.

Faptul că aprecierea calităţii izolaţiei în toate cele trei variante amintite, se poate face în urma măsurătorilor de pierderi dielectrice (efectuate pe porţiuni distincte ale izolaţiei şi apoi în ansamblul ei), folosirea acestor pierderi pot stabili criteriile de comportare a izolamentului statoric, folosire care stă la baza prezentei lucrări.

Instalaţia cea mai adecvată la astfel de măsurători, aproape generalizată ca utilizare la întreprinderile constructoare de maşini electrice mari, este puntea de înaltă tensiune Schering.

Cum instalaţia prin intermediul căreia se măsoară pierderile dielectrice, trebuie să se găsească în întreprinderea constructoare (căci măsurătorile trebuiesc făcute în timpul fabricaţiei) şi cum întreprinderea respectivă din ţara noastră nu poseda o astfel de instalaţie, în anul 1954, sub conducerea personală a autorului prezentei lucrări, s-a construit o punte Schering complet automatizată (fig. 1) cu ajutorul căreia studiul de faţă s-a putut efectua.

Instalaţia (descrisă detaliat în Electrotehnica 3 (1956) este formată din trei părţi distincte: sursa de alimentare a staţiei de înaltă tensiune, cu două variante de alimentare; staţia de înaltă tensiune cu trei transformatori ce se pot conecta individual sau legaţi în serie şi puntea de măsură (toate comandate de la un pupitru de comandă, prevăzut cu instrumente de control şi siguranţă).

De existenţa acestei instalaţii (construită pentru prima dată la noi în ţară) în procesul de control al izolaţiei turbogeneratorilor, este legată reuşita unei izolări calitativ corespunzătoare şi chiar schimbarea completă a unui sistem de izolare necorespunzător, după cum se va putea vedea în cuprinsul şi din concluziile lucrării.

In lucrare se vor face aprecieri asupra calităţii materialelor dielectrice, folosite la izolarea statorului, arătîndu-se care tip de materiale este cel mai corespunzător, precum şi observaţii asupra procesului tehnologic de izolare, deoarece un proces tehnologic greşit aplicat, poate duce la rezultate negative, chiar cînd materialul electroizolant în sine răspunde favorabil calitativ.

Pierderile dielectrice din izolaţia statorică, se pot considera variabile numai în funcţie de tensiunea electrică aplicată, deoarece frecvenţa curentului electric ($f=50$ Hz) şi temperatura maximă din izolaţie (80 °C) prezintă valori constante, asigurate prin construcţie şi ventilaţie.

II. $\mathrm{Tg}\,\delta=f(U)$ IN MATERIALELE FOLOSITE LA IZOLAREA STATORICĂ

Micafoliul utilizat pentru izolarea barelor de stator a fost de fabricaţie indigenă şi anume:

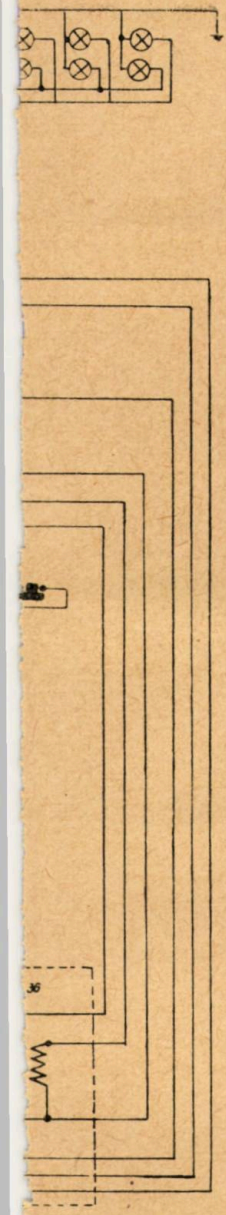
1. Micafoliu 0,18 mm grosime cu schellac, fabricat de întreprinderea producătoare de turbogeneratori.
2. Micafoliu 0,4 mm grosime cu schellac, fabricat de aceeaşi întreprindere.
3. Micafoliu 0,35 mm grosime cu lac gliptalic, fabricat la aceeaşi întreprindere.
4. Micafoliu „Electroizolantul“ de 0,2 mm grosime cu lac gliptalic.
5. Micafoliu „Electroizolantul“ de 0,5 mm grosime, cu lac transparent.
6. Micafoliu Petroşani de 0,25 mm grosime.

$\mathrm{Tg}\,\delta=f(U)$ determinată cu instalaţia descrisă, pentru aceste materiale se prezintă în diagramele din figura 2, formînd diagramele fundamentale din care putem deduce felul de comportare electrică a izolaţiei.

Urmărind forma curbelor ridicate se constată că micafoliul [1] se poate folosi pînă la tensiunea de 800 V, [2] pînă la 1500 V, [3] pînă la 1200 V, [4] pînă la 1100 V, [5] şi [6] pînă la 1500 V.

De la tensiunile specificate în sus pierderile dielectrice cresc excesiv de mult, la variaţii mici ale tensiunii, ceea ce ne indică prezenţa în material a unui început puternic de ionizare şi deci o posibilitate uşoară de străpungere electrică.

Din punct de vedere al pierderilor, micafoliul cel mai corespunzător este [6], urmat de [4], [5], [1], [3], cel mai necorespunzător fiind [2].



Legenda

1 Transformator de înaltă tensiune 32000/410 V
2 Transformator de înaltă tensiune 15000/150 V
3 Transformator de înaltă tensiune 5500/110 V
4 Reductor de tensiune 12000/6000/3000/1500×100 V
5 Separator de înaltă tensiune
6 Separator automat.
7 Magnet de frînă EMFA 2 adoptat la separator
8 Contactor de semnalizare
9 Transformator reglabil 380/a~150 V
10 Intrerupător automat bipolar 200 Amp 220 V ÎLBM.
11 Reductor de intensitate 150/100/30/5 Amp
12 Ampermetru 5 Amp.
13 Voltmetru 150 V
14 Ampermetru 100 Amp.
15 Voltmetru 500 V
16 Frecventmetru 50 Hz
17 Comutator special cu 3 poziții.
18 Releu de siguranță.
19 Intrerupător automat 25 Amp.
20 Condensator normal 100 pF 250 Kw
21 Comutator cu 4 poziții.
22 Intrerupătoare de siguranță
23 Intrerupător automat 25 Amp 380 V.
24 Intrerupător automat 25 Amp 380 V.
25 Intrerupător automat 25 Amp 380 V.
26 Butoane de comandă
27 Rezistența de încălzire
28 Termodetector
29 Logometrul (RK) Gund A Kogdeburg)
30 Redresor cuproxid tip W Ge 6/105 u.
31 Reostat de cîmp.
32 Reostat de pornire
33 Reostat cu cursor pentru reglarea tensiunii.
34 Motor de cc C 443 1500 rp m.
35 Generator trifazic AEG DA 12 400/231 V 17 Amp 1500 rpm.
36 Excitatrice AEG 50 V 7 Amp 1500 rpm
37 Intrerupător tripolar 500 V – 150 Amp.
38 Intrerupător bipolar 500 V - 150 Amp.
39 Becuri de semnalizare.
40 Priza de 28 V
41 Priza ptr Voltmetru.
42 Intrerupător monopolar 6 Amp.
43 2×4 Lămpi ptr semnalizare.
44 Siguranțe 60 Amp 3+3 buc.
45 Releu de semnalizare.
46 Claxon de alarmă.
47 Lămpi de iluminat.

eneratori din țară.

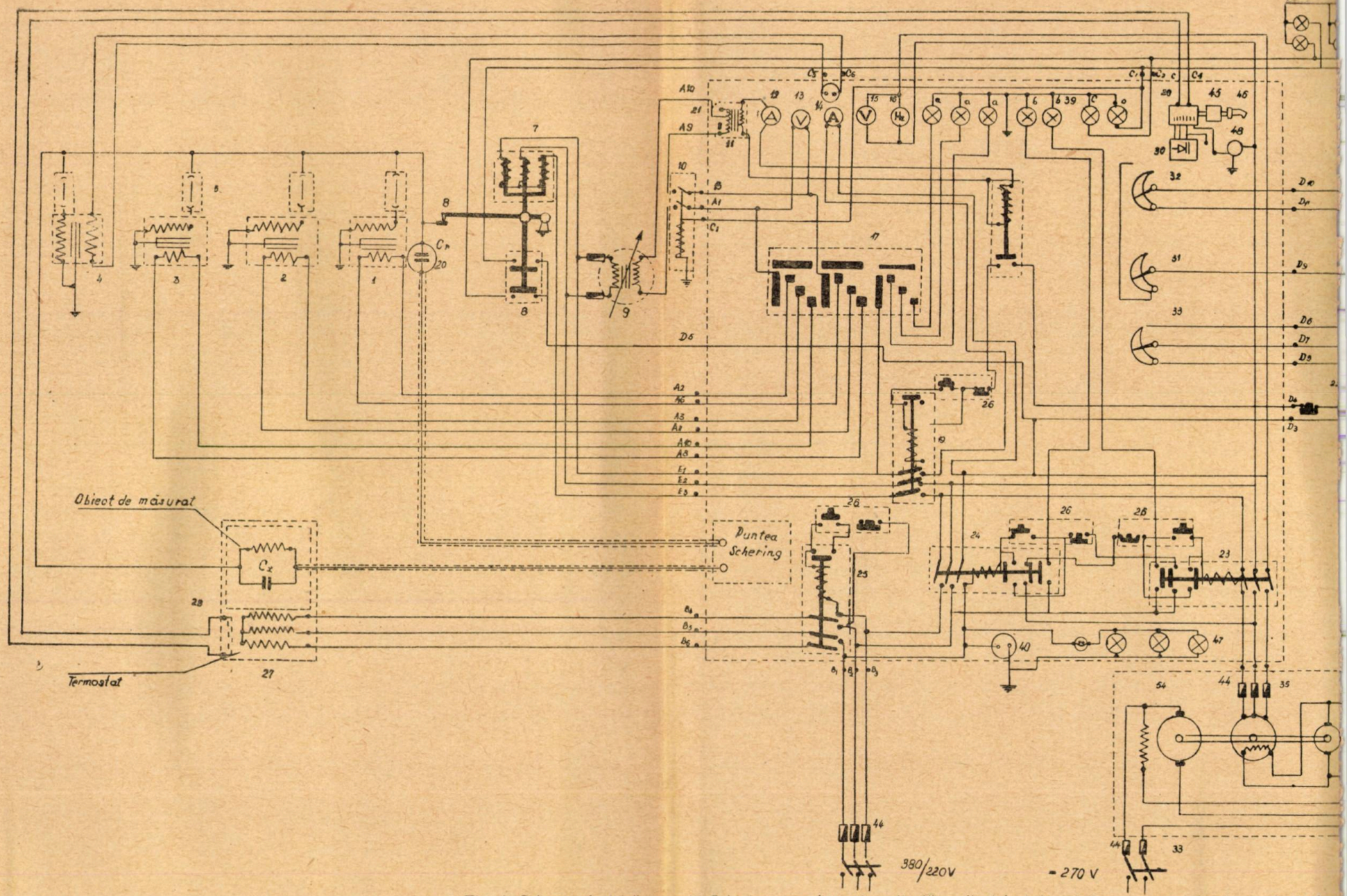


Fig. 1. Schema electrică a punții Schering complet automatizată realizat la întreprinderea constructoare de turbog

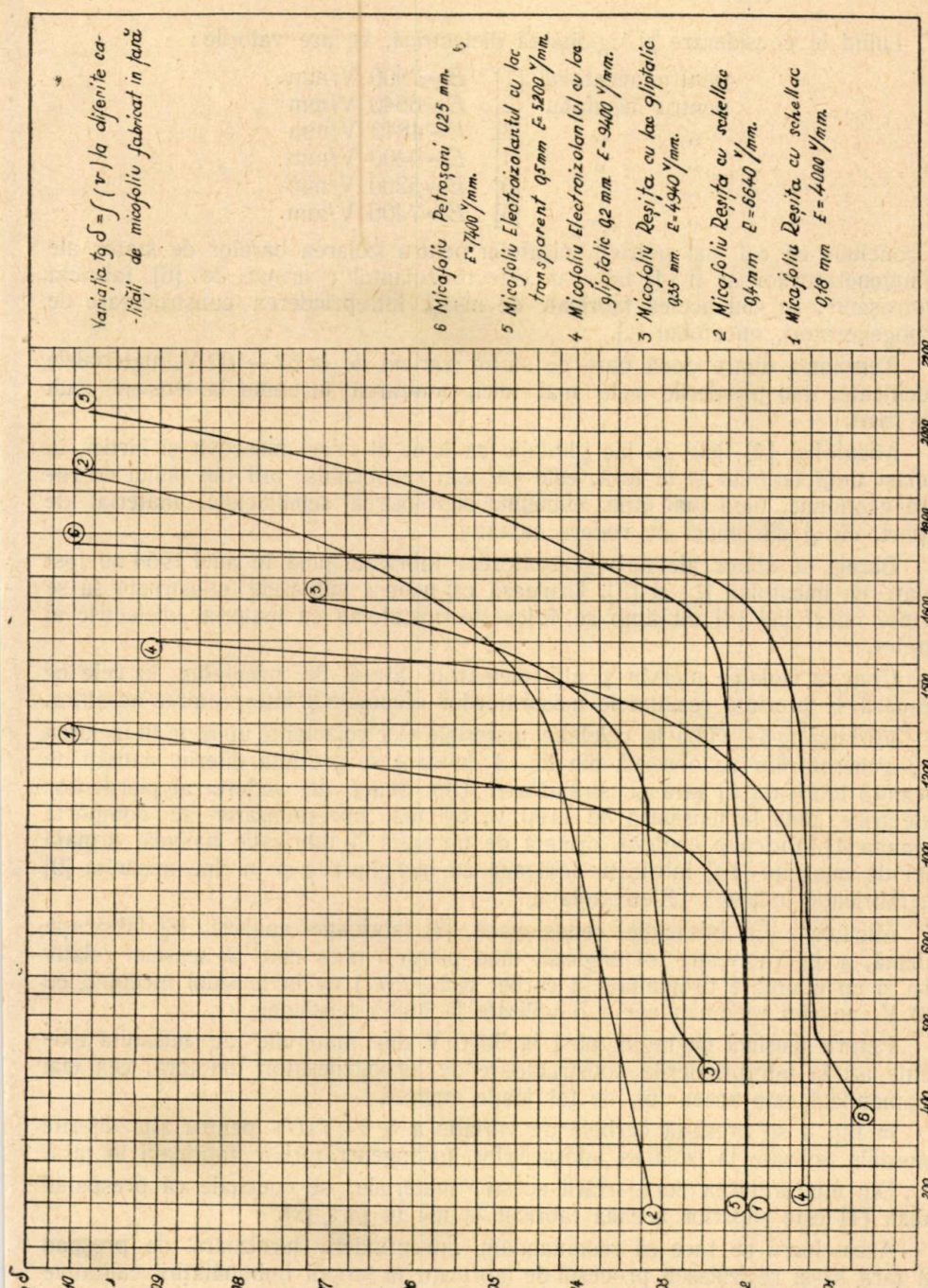


Fig. 2. Variația $tg\,\delta = f(U)$ la diferite calități de micafoliu fabricat în țară

Luînd în considerare şi rigiditatea dielectrică, ce are valorile:

pentru micafoliul [1] $E=7900$ V/mm
pentru micafoliu [2] $E=6640$ V/mm
„ „ [3] $E=4840$ V/mm
„ „ [4] $E=9400$ V/mm
„ „ [5] $E=5200$ V/mm
„ „ [6] $E=7400$ V/mm

se conclude că cel mai potrivit micafoliu pentru izolarea barelor de stator ale turbogeneratorilor ar fi [4] fabricat „Electroizolantul", urmat de [6] fabricat „Petroşani", iar din acelea fabricate de însăşi întreprinderea constructoare de turbogeneratori, micafoliul [1].

Tensiunea dintre două bare de stator variind de la 82—100 V, materialele specificate, dau pierderile cele mai mici, ionizarea începînd la tensiuni mult mai mari.

Micafoliul [4] fiind cu lac gliptalic ca liant al micei muscovit şi hîrtiei, în acelaşi timp fabricat şi în ţară, este cel mai recomandat atît din punct de vedere economic, fiind mai eftin, eliminînd şi folosirea schellacului, material de import, cît şi din punct de vedere calitativ.

Barele de stator ale turbogeneratorilor fabricate pînă în anul 1954 au fost izolate cu micafoliul [1] şi [2]. Urmează ca pentru viitoarele construcţii să se adopte micafoliul [4] cît timp se foloseşte micafoliul ca material dielectric al barelor.

Cum în izolaţie intervin şi alţi dielectrici afară de micafoliu, în cele ce urmează se prezintă rezultatele măsurătorilor efectuate şi interpretarea acestora.

Variaţia $\operatorname{tg}\delta=f(U)$ la celelalte materiale electroizolante utilizate în izolarea turbogeneratorilor se observă din fig. 3 în care se prezintă diferite calităţi de micanită fabricată în ţară şi străinătate. Din punct de vedere al pierderilor dielectrice, pînă la tensiunea de 1100 V, cel mai corespunzător se comportă micanita [1] fabricaţie engleză, urmată de micanita [5] fabricaţie italiană, urmată apoi de micanita [10] fabricaţie indigenă cu lac gliptalic şi în fine micanita [9] tot fabricaţie indigenă „Eletroizolantul".

Micanitele [3] fabricaţie cehoslovacă, [7] fabricaţie engleză, [8] fabricaţie italiană, şi [9] fabricaţie tot engleză, dînd pierderi prea mari la tensiuni relativ mici şi cu o urcare pronunţată a curbei $\operatorname{tg}\delta=f(U)$ de la tensiuni începînd cu 400 V, nu sînt recomandate a fi utilizate la înaltă tensiune.

Pentru tensiuni de regim pînă la 3000 V din materiale de micanită existente azi la întreprinderile constructoare de turbogeneratori din ţară, cea mai recomandată este aceea [6], de fabricaţie engleză.

In fig. 4 se prezintă curbele de variaţie a $\operatorname{tg}\delta=f(U)$ pentru alte diferite materiale utilizate la izolarea înfăşurărilor turbogeneratorilor fabricaţii în ţară.

Din interpretarea comportării acestor materiale, se conclude că preşpanul italian [1] este superior aceluia fabricat la noi în ţară [2].

Acest lucru ne face să recomandăm întreprinderii furnizoare de preşpan din ţară să-şi revizuiască procesul de fabricaţie în scopul îmbunătăţirii calitative a preşpanului produs.

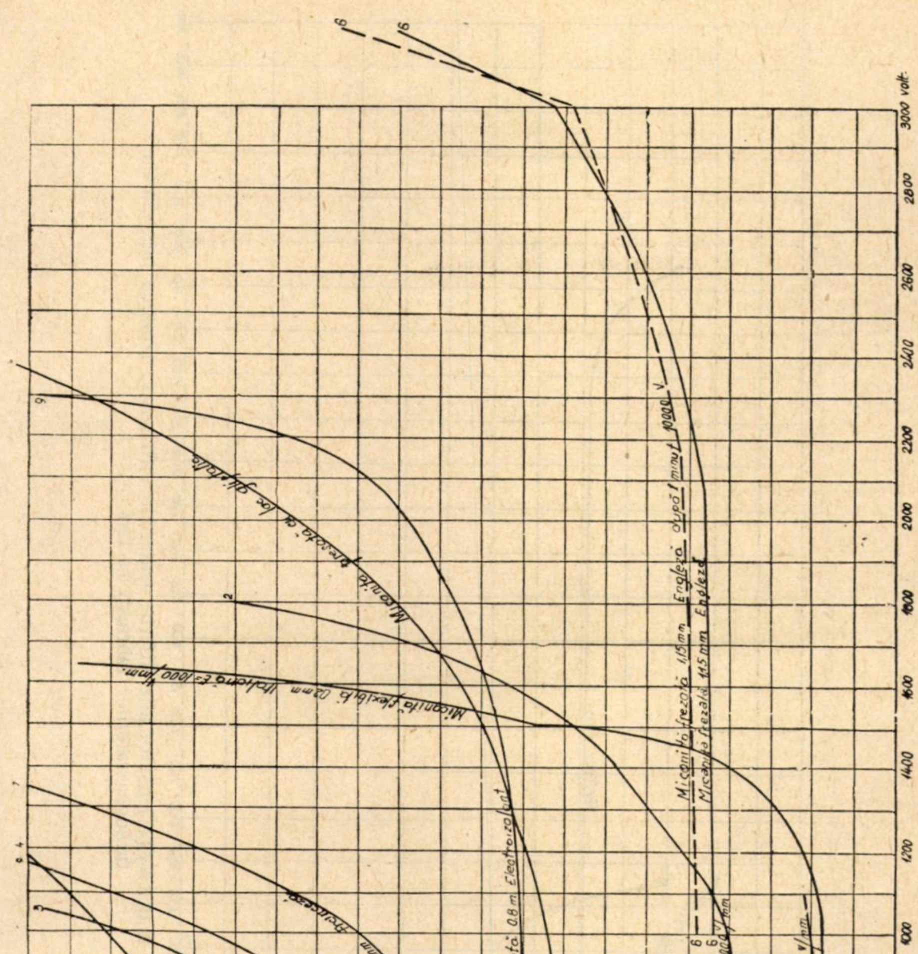


Fig. 3. Variația $tg\,\delta = f(U)$ pentru diferite calități de micanită folosită la izolarea înfășurărilor turbogeneratorilor

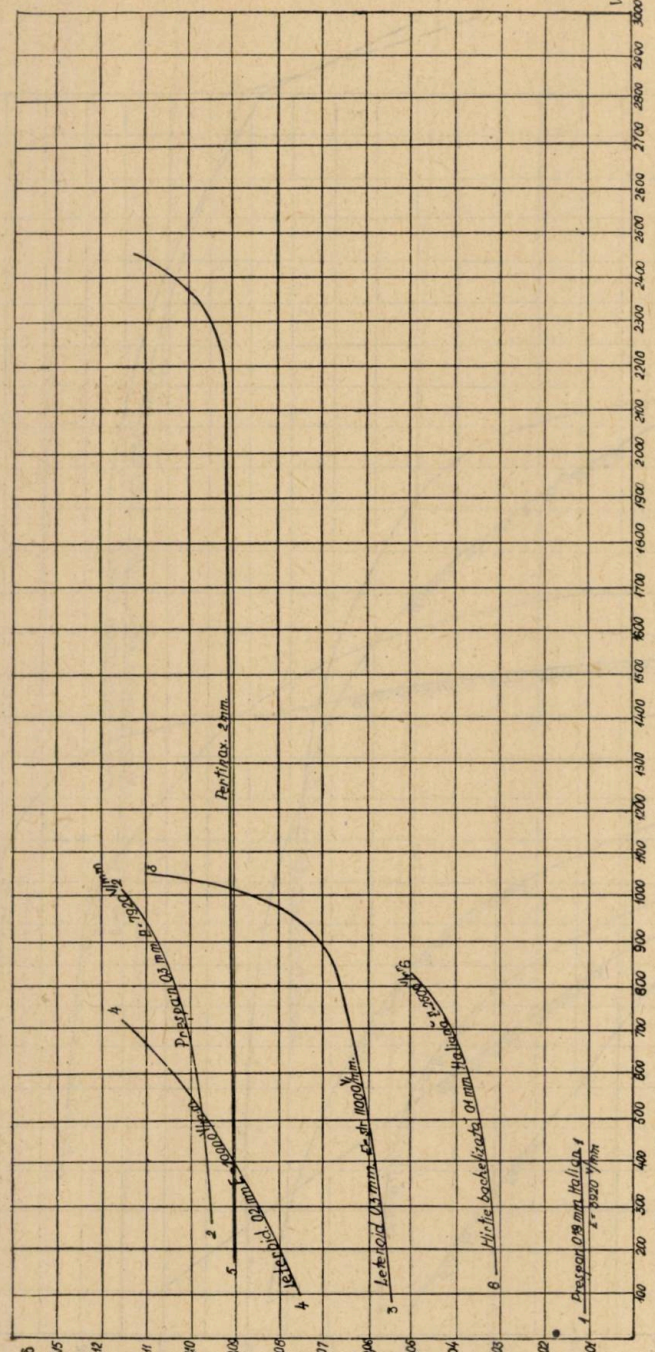


Fig. 4. Curbele de variaţie a tg $\delta = f(U)$ pentru alte diferite materiale utilizate la izolarea înfăşurărilor turbogeneratorilor fabricaţi în ţară

Leteroidul de 0,3 mm, $E=11\,000$ V/mm [3] este superior aceluia de 0,2 mm, $E=10\,000$ V/mm [4], deci se recomandă utilizarea primului leteroid [3].

Pertinaxul de 2 mm fabricat de „Electroizolantul" [5], deşi are pierderi dielectrice relativ mari, $\operatorname{tg}\delta=0{,}09$ începînd de la 200 V, se comportă suficient de bine pînă la 2 000 V, păstrindu-şi în intervalul 0—2 000 V, $\operatorname{tg}\delta$ constantă.

III. $\operatorname{tg}\delta=f(U)$ PE BARELE DE STATOR IZOLATE CU MICAFOLIU

Micafoliul se înfăşoară pe bara de stator, pe partea centrală dreaptă a barei, sub presiune şi căldură, cu ajutorul unei maşini de izolare special construită (fabricaţie Micafil), iar pe porţiunea curbată, manual.

Incălzirea micafoliului în timpul înfăşurării face ca liantul micafoliului să devină termoplastic, el intră în porii materialului din apropiere şi face o izolaţie compactă, în grosime omogenă de 2 mm.

Parametrii ce determină calitatea înfăşurării barei sînt temperatura şi timpul de coacere a micafoliului, în scopul obţinerii izolaţiei compacte, fără goluri de aer sau gaz în masa ei.

Pentru stabilirea procesului tehnologic optim de izolare s-au efectuat măsurători pe bare prelucrate în condiţii diferite, măsurători a căror rezultate se prezintă în fig. 5 şi 6.

Prima categorie de bare, a căror $\operatorname{tg}\delta=f(U)$ este reprezentată în fig. 5, curba (*1*), au fost izolate pe partea centrală (dreaptă) cu maşina Micafil avînd regimul de lucru o oră la 150° C temperatură de coacere, micafoliul utilizat fiind acela prezentat în curba (*1*) fig. 2 (micafoliu fabricaţie Reşiţa).

Pierderile dielectrice în micafoliul barei, la tensiunea de 1 000 V, au avut $\operatorname{tg}\delta=0{,}052$ faţă de 0,026 ale aceluiaşi material la aceeaşi tensiune, însă neprelucrat pe bară, pentru ca la 1 300 V pe bară să avem $\operatorname{tg}\delta=0{,}053$ faţă de 0,1 la materialul neprelucrat.

Din aceste rezultate se trage concluzia că procesul de coacere a micafoliului pe bară este incomplet, izolaţia barei nefiind compactă, ea prezentînd încă incluziuni de gaz şi aer, deci liantul nu a pătruns în toţi porii materialului, pe deoparte, iar pe de altă parte, datorită îmbunătăţirii comportării $\operatorname{tg}\delta$, la bara faţă de material pentru tensiuni mai mari de 1 100 V, însemnează că la fabricarea micafoliului, timpul de coacere a lui nu a fost suficient, lucru ce se va vedea şi din rezultatele ce se vor prezenta în cele ce urmează.

Curba (*2*) din fig. 5 prezintă $\operatorname{tg}\delta=f(U)$ pentru aceleaşi bare de stator — partea centrală — izolate tot cu micafoliul [1] fig. 2, însă la care timpul de coacere pe maşină a fost de 2 ore la 200° C. Izolaţia barei se comportă mai bine, pierderile fiind mai mici, ceea ce confirmă afirmaţiile anterioare.

Trecînd la o coacere de 2 ore la 300° C, curba (*3*), pierderile devin mai mici, însă pentru acelaşi timp (2 ore) dar temperaturi mai mari de coacere decît 300° C, pierderile devin din nou mai mari decît cele corespunzătoare curbei (*1*).

Comparînd rezultatele s-a ales procesul de lucru cu 2 ore coacere la 260° C, obţinîndu-se rezultatul prezentat în curba (*4*), rezultat superior, din

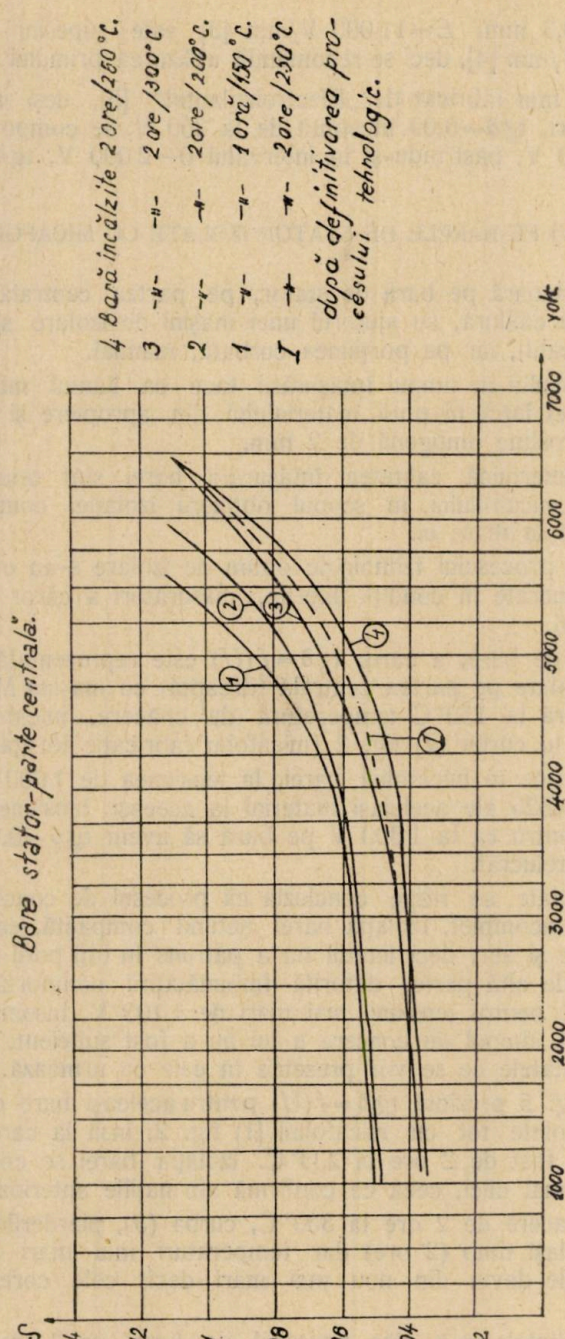


Fig. 5. Variația $\operatorname{tg}\delta = f(U)$ la barele de stator ale generatorului 3000 kW/6000 V, izolație cu micafoliu [1], (partea centrală-dreaptă a barei)

punct de vedere al pierderilor, tuturor celorlalte procese tehnologice aplicate. Totuși, datorită faptului că de la 3 500 V în sus, curba (*4*) prezintă un punct de inflexiune, care ne indică începutul unui proces de ionizare mai puternic în material, s-a adoptat procesul de coacere 2 ore la 250° C, prezentat din punct de vedere al pierderilor în curba (*1*). Pierderile crescînd în mod continuu, în urma tratamentului ultim specificat, însemnează că izolația se comportă mai bine la înaltă tensiune.

Acest rezultat a îndreptățit definitivarea procesului de izolare a barelor de stator cu micafoliu la mașina Micafil, cu regim de coacere 2 ore la 250° C.

Comparînd pierderile în izolația dreaptă a barei cu acelea din micafoliul [1] încă neînfășurat, se observă că la 1 000 V, la micafoliu avem $\operatorname{tg}\delta=0{,}026$ față de 0,035 în izolația barei pentru aceeași tensiune.

Față de tratamentul de coacere timp de 1 oră la temperatura de 150° C (curba *1*) unde la 1 000 V, $\operatorname{tg}\delta=0{,}052$, tratamentul definitivat la coacerea de 2 ore și 250° C dă pierderi cu $32{,}2\%$ mai mici.

După tratamentul corespunzător curbei (*1*), la tensiunea de 6 300 V se obține $\operatorname{tg}\delta=0{,}1$. Aceeași valoare se obține la micafoliul neînfășurat pe bară, însă la tensiunea de 1 300 V.

Se conclude din aceste interpretări ale măsurătorilor efectuate că micafoliul produs de întreprinderea constructoare de turbogeneratori din țară nu a fost suficient de bine tratat termic în timpul fabricației sale și în al doilea rînd că procesul tehnologic de izolare necorespunzător, la același material izolator, influențează calitatea izolației în aceeași măsură ca și materialul însuși.

Cele două porțiuni curbate ale barei de stator fiind izolate manual, prezintă porțiunile cele mai periculoase în izolația statorului, după cum rezultă din măsurătorile efectuate pe aceleași categorii de bare, ale căror rezultate sînt trecute în fig. 6.

La barele (*1*) și (*2*) puntea nu s-a putut echilibra nici la 300 V, de unde se trage concluzia că pierderile dielectrice au $\operatorname{tg}\delta > 0{,}11$, valori inadmisibile. Insemnează că izolarea s-a făcut de muncitori insuficient formați pentru atare producție și necontrolați.

Barele (*3*) izolate de un muncitor considerat bun, (fig. 6) dau la 1 000 V $\operatorname{tg}\delta=0{,}101$, prezentînd punctul de ionizare masivă la tensiunea de 1 300 V, iar barele (*4*) izolate de cel mai bun muncitor dau la 1 000 V, $\operatorname{tg}\delta=0{,}086$, avînd punctul de ionizare puternică abia la 3 500 V.

Față de micafoliul neînfășurat pe bară care la 1 000 V a dat $\operatorname{tg}\delta=0{,}026$ și 0,086 la aceeași tensiune pentru cel mai bine izolat cot, se poate trage concluzia că între straturile dielectricului din coturi sînt bule de aer și gaz, care măresc pierderile, formînd astfel locul critic al izolației statorului.

Adoptînd un proces tehnologic corespunzător eliminării pe cît este posibil mai mult a golurilor din izolația coturilor barelor de stator la o izolare manuală și procedînd la inițierea muncitorilor ce execută această operație, s-a ajuns ca muncitorul care a izolat anterior complet defectuos cotul barei (*2*), să izoleze bara prezentată în curba (*1*) mai bine decît muncitorul considerat cel mai bun (care a izolat bara *4*), după cum rezultă din interpretarea curbelor ridicate în fig. 6.

Pierderile dielectrice şi în acest caz au însă tg δ prea mare (tg δ = 0,084 la 1 000 V, cu punctul de ionizare masivă la 3 500 V) ceea ce periclitează funcţionarea de lungă durată a turbogeneratorului.

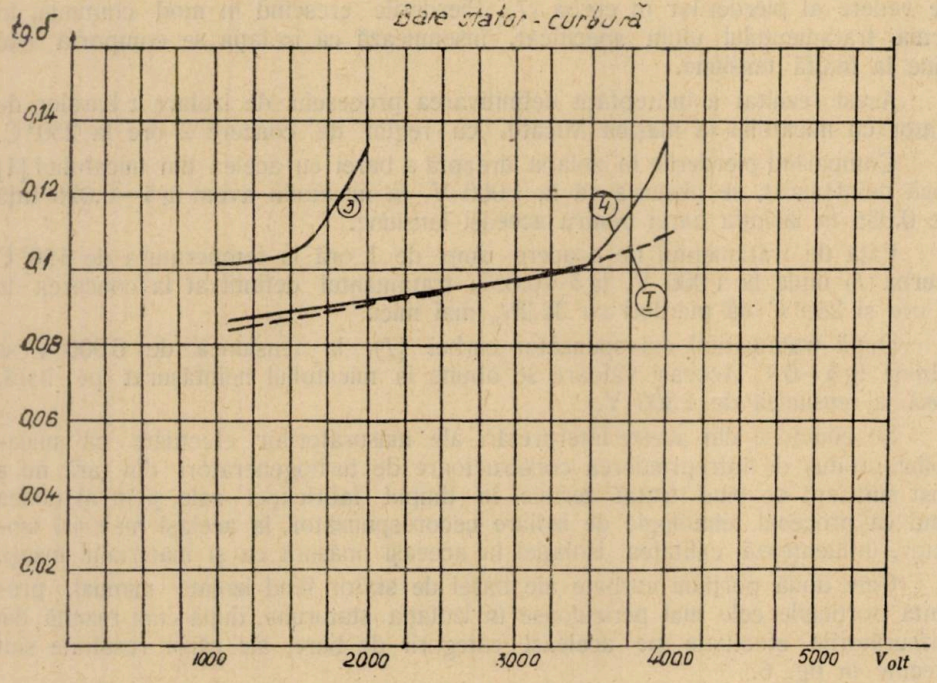


Fig. 6. Variaţia tg $\delta = f(U)$ la barele de stator ale turbogeneratorului 3000 kW/6000 V, izolaţie cu micafoliu [1] partea curbă a barei

Din punct de vedere economic şi a productivităţii muncii, sectorul respectiv din întreprinderea constructoare de turbogeneratori în trei schimburi (24 ore) realizează complet izolarea a 12 bare (4 bare pe schimb) ceea ce reprezintă o producţie relativ slabă.

Barele de stator izolate, din punct de vedere dielectric rezistă timp de 1 minut la tensiunea de 22 000 V, pe toată porţiunea izolaţiei.

CONCLUZII

1. Odată cu lucrarea de faţă, s-a introdus în întreprinderea constructoare de turbogeneratori din ţara noastră un nou drum de urmărire a fabricaţiei, drum călăuzit de studii asupra izolaţiei, căci după cum s-a arătat la începutul lucrării şi după cum a rezultat şi din interpretarea rezultatelor obţinute prin măsurători, alegerea judicioasă a materialului dielectric precum şi a procesului tehnologic de izolare, condiţionează calitatea şi securitatea în exploatare a turbogeneratoarelor.

Această alegere judicioasă însă, comportă cunoașterea pierderilor dielectrice din izolație și variabilele ce condiționează aceste pierderi. Iată unde stă contribuția cunoașterii pierderilor dielectrice. Ele stabilesc criteirile de comportare a izolamentului ce lucrează la înaltă tensiune. Stabilirea acestor criterii s-a putut face cu instalația construită și prezentată în fig. 1.

2. Izolația din micafoliu a barelor de stator, prezintă pe porțiunile curbate ale acestora (izolate manual) locuri critice în care pierderile cresc mult și neomogen (la unele bare mai mult, la altele mai puțin și aceasta în funcție de calitatea procesului de izolare), ceea ce s-a putut scoate în evidență tot cu ajutorul instalației construite.

3. Coturile barelor de stator, izolate cu micafoliu, prezintă locuri periculoase ale izolației, deci ele trebuiesc înlăturate, adoptînd un alt sistem de izolare al barelor și anume sistemul cu micabandă impregnată cu lac bituminos și apoi compoundată.

Acest sistem s-a întrodus la întreprinderea constructoare de turbogeneratori începînd cu anul 1955, ca o consecință a rezultatelor obținute din măsurătorile efectuate și prezentate succint în lucrare.

Studiul sistemului de izolare cu micabandă compoundată formează obiectul unei lucrări viitoare.

BIBLIOGRAFIE

1. N. P. Bogoroditchi, V. V. Pasancov, B. M. Tareev, Materiale folosite în Industria electrotehnică, 1952.
2. I. V. Koritchi, B. M. Tareev, Indreptar pentru materiale electroizolante, 1951.
3. A. A. Vorobiev, Tehnica tensiunilor înalte, 1953.
4. G. Brion, V. Vieweg. Starkstrom mestehnic 1937.
5. W. Skirl, Elektrische Messungen 1928.
6. Petersen, Hochspannungstechnik p. 16 1911.
7. Schering und Schmiedt, ETZ. 1918 pag. 410.
8. E. Bormann und I. Seiler, Dielektrische Verlustmessungen an einem verlegten Hochspanungs Kabel ETZ. 1925 Heft. 4. p. 114.
9. F. Beldi, Ins. Hochspannungsmessbrüke für Verlustmessungen an izolier-Stoffe Schweitzer Buletin 1930 Heft. 6.
10. Keller, Mesbereich und Empfindlichkeit den Hochspannungs mesbrüke-nach Schering ETZ. 1950 Heft. 10.
11. Pl. Andronescu, Măsuri electrice, 1942.
12. Aurel Nanu, Materiale electroizolante, 1953.
13. Aurel Nanu, Intreptar pentru încercarea materialelor electroizolante, 1954.
14. Aurel Nanu, Incercări asupra materialelor electroizolante, 1955.

CONTRIBUTIONS À L'AMÉLIORATION DE L'ISOLEMENT DU STATOR DANS LES PREMIERS TURBOGÉNÉRATEURS FABIQUÉS DANS NOTRE PAYS

(RÉSUMÉ)

Le travail présente les conclusions d'une étude au sujet de l'isolement du stator dans les premiers turbogénérateurs fabriqués dans notre pays. On y expose comment l'application des méthodes de recherches scientifiques dans l'industrie des turbogénérateurs, a conduit au choix du matériel diélectrique correspondant, pour l'isolement du stator. Les processus technologiques d'isolement, conçus

d'une manière rigoureusement scientifique, ont été basés sur l'interprétation des résultats obtenus par la mesure des pertes diélectriques dans une installation automatisée du pont de haute tension Schering, à l'entreprise de construction des turbogénérateurs dans la République Populaire Roumaine.

On montre la manière dont les pertes diélectriques peuvent établir les critères de comportement de l'isolement.

НЕКОТОРЫЕ УЛУЧШЕНИЯ В ИЗОЛЯЦИИ СТАТОРОВ ПЕРВЫХ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ СКОНСТРУИРОВАННЫХ В СТРАНЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа представляет собою в общих чертах выводы из исследования изоляции статоров в первых турбогенераторах сконструированных в нашей стране. Эти выводы показывают как применение научных методов исследования в производстве турбогенераторов привело к выбору соответствующего диэлектрического материала для статоров и к установлению технологических процесов изоляции основанных на анализе результатов полученных при измерении диэлектрических потерь. Эти измерения были произведены с помощью устансвки перемычки высокого напряжения Шеринга, выполненной под непосредственным руководством автора настоящей работы, на одном из заводов нашей страны.

В работе указывается каким образом диэлектрические потери могут установить критерий поведения изолировочных материалов при высоком напряжении.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

NASCITUL, UN NOU DIELECTRIC PENTRU IZOLAREA JOANTELOR DE ŞINĂ

DE

A. NANU

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

I. CONSIDERAŢIUNI GENERALE ASUPRA SECŢIUNILOR IZOLATE DIN CIRCUITELE DE CALE.

Pentru ca o porţiune de cale ferată să poată forma un circuit electric (circuit de cale), cu o tensiune la o extremitate a ei şi cu un releu la cealaltă extremitate, se folosesc secţiunile de cale, izolate de restul căii, prin joante (secţiuni izolate).

După modul de alimentare al releului, se deosebesc circuite de cale cu curent de lucru, sau cu curent de repaus.

Deoarece factorul variabil dintr-un circuit de cale este curentul electric din secţiunea izolată [1]), însemnează că pentru o bună funcţionare a circuitelor de cale, variaţia curentului trebuieşte limitată, deci în mod practic acest curent să prezinte în orice condiţii de funcţionare a circuitului, o valoare constaută.

Cum tensiunea sursei de alimentare şi rezistenţa de izolament dintre cupoanele de şină ale secţiunii şi terasament se pot considera practic constante (printr-o bună intreţinere), rămîne drept valabilă rezistenţa electrică a joantei, pentru că ea condiţionează curentul electric din circuitul de cale. Putem chiar afirma că o joantă izolată, de bună sau de proastă calitate, condiţionează posibilitatea utilizării sau nu a circuitelor de cale. Nu se poate considera exagerată această afirmaţie, deoarece pentru a se realiza joanta izolată trebuiesc folosiţi dielectrici care să-şi păstreze însuşirile electroizolante chiar sub ploaie, zăpadă, în cazul acoperirii lor cu noroi, sub acţiunea jarului ce eventual ar cade de la locomotivă şi sub acţiunea solicitărilor dinamice puternice a locomotivei şi vagoanelor, căci joanta face parte integrantă din linia curentă, deci în condiţiile cele mai grele în care un dielectric ar putea lucra.

---

[1]) Curentul electric la rîndul său este condiţionat de tensiunea sursei de alimentare, rezistenţa de izolament dintre cupoanele de şină ale secţiunii şi terasament şi cupoanele de şină ale secţiunii şi restul căii, adică de rezistenţa de izolament a joantelor.

Dată fiind această situaţie, s-au creat pînă în prezent mai multe sisteme de izolare a joantelor de şină dintre care în reţeaua noastră de căi ferate şi-au găsit aplicare, joantele cu eclise de lemn şi joantele „Weber“ [1]).

Se constată că în general durata medie a joantelor cu eclise din lemn (fig. 1) este de cca 3 luni, iar a joantelor „Weber“ (fig. 2) de cca 1 an; la primele joante durata mică (3 luni) din cauza rezistenţei mecanice reduse a

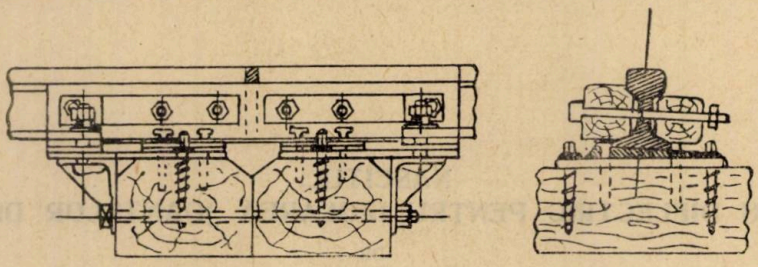


Fig. 1

lemnului şi la sistemul al doilea datorită calităţii dielectricului folosit (fibră) şi a dispoziţiei sale în joantă.

Se pune deci imperios problema găsirii unui nou dielectric care să corespundă condiţiilor cerute şi să dureze un timp mai îndelungat (cel puţin 5—10 ani) şi în al doilea rînd, realizarea unui nou sistem de joantă izolată cu dielectricul respectiv.

In lucrarea de faţă se prezintă rezolvarea acestor două probleme, arătîndu-se operaţiile necesare fabricării noului dielectric denumit „Nascit“, proprietăţile lui în comparaţie cu dielectricul folosit în acest scop la noi în ţară, şi cu dielectricul gris utilizat în R. P. U. şi care pînă în prezent a dat cele mai bune rezultate şi în fine noul sistem de joantă cu nascit şi eclise metalice, propus a fi aplicat în reţeaua noastră de căi ferate şi aprobat de Ministerul Căilor Ferate.

II. PROCEDEU DE FABRICARE A NASCITULUI, NECESAR REALIZĂRII SECŢIUNILOR IZOLATE DIN CIRCUITELE DE CALE ALE INSTALAŢIILOR DE SEMNALIZARE ŞI BLOCARE DIN REŢEAUA DE CĂI FERATE

Procesul tehnologic de fabricare a Nascitului cuprinde două faze:

A. Fabicarea materialului fibros impregnat.

B. Fabricarea produsului finit, prin presare din materialul fibros impregnat.

A. Fabricarea materialului fibros impregnat

S-au determinat două metode de fabricare a materialului fibros impregnat. La ambele metode materia primă de impregnat este deşeul de bumbac în amestec cu azbest fibros.

[1]) Joanta tip Weber foloseşte ca dielectric o fibră electroizolantă interpusă lateral şi sub talpa şinei (vezi fig. 2) şi eclise din lema împregnat, strînse cu buloane de inima şinei.

Materialul cu care se impregnează este la:

Metoda X: lac bachelitic, produs de Intreprinderea Electroizolantul Bucureşti, diluat cu alcool metrilic.

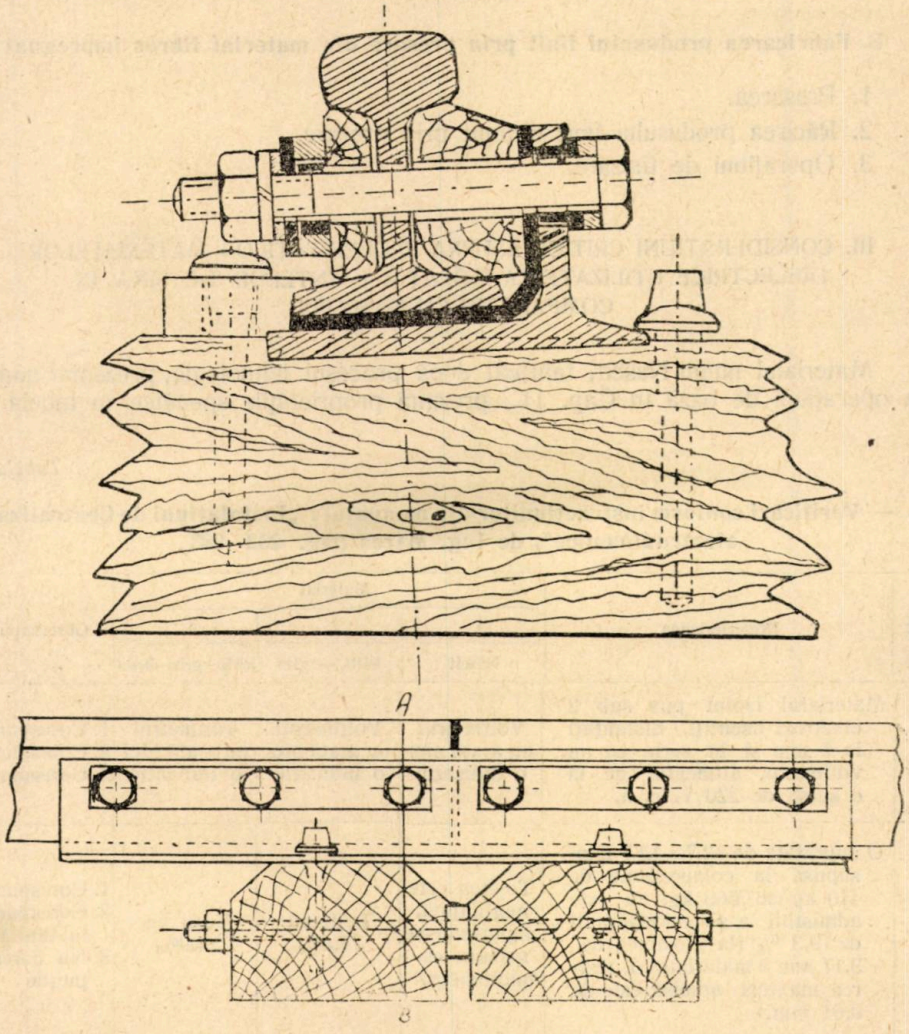


Fig. 2

Metoda Y: răşină fenol-crezol formaldehidică, diluată cu apă în cazanul de policondensare.

Operaţiunile procesului tehnologic de fabricare a materialului fibros impregnat sînt:

1. Pregătirea materiei prime.
2. Deshidrarea fibrelor utilizate în faza 1.

3. Pregătirea soluției de impregnat.
4. Impregnarea materialului fibros.
5. Uscarea materialului impregnat.

B. **Fabricarea produsului finit prin presare din material fibros impregnat**

1. Presarea.
2. Răcirea produsului finit obținut prin presare.
3. Operațiuni de finisare.

III. CONSIDERAȚIUNI CRITICE ASUPRA PROPRIETĂȚILOR MATERIALELOR DIELECTRICE UTILIZATE LA IZOLAȚIA JOANTELOR DE ȘINĂ, ÎN COMPARAȚIE CU NASCITUL

Materialul numit Nascit, fabricat după procesul tehnologic, prezentat numai ca operațiuni de bază în Cap. 11., prezintă proprietățile specifice în tabela 1.

Tabela 1

A. — **Verificări conform instrucțiunilor din manualul: „Instalațiuni de Centralizare electrodinamice", de Ing. Mareș pag. 232—283.**

Nr. crt.	Prescripțiunea	Material 1 Nascit	Material 2 RPU — gris	Material 3 RPR—gris—brun	Observațiuni
1	Materialul izolat pus sub 2 electrozi ascuțiți, distanțați la 6 mm și în serie cu un voltmetru, alimentat de la o sursă de 220 V. c. a.	Voltmetrul nu arată nici o indicație	Voltmetrul nu arată nici o indicație	Voltmetrul nu arată nici o indicație	1. Corespunde 2. Corespunde 3. Corespunde
2	O suprafață de 12,7 × 12,7 mm² supusă la compresiune de 410 kg/cm²/660 kg. nu este admisibil a se teși mai mult de 19,3 % (la grosimea de 3,17 mm a materialului, teșirea maximă admisă este de 0,61 mm.)	Teșirea este neglijabilă, neputîndu-se măsura cu micrometrul	Teșit cu 17,4%	Teșit cu 24,9%	1. Corespunde 2. Corespunde la limită 3. Nu corespunde
3	O bucată de 25,4 × 25,4 mm² și grosime corespunzătoare din materialul izolant, nu trebuie să absoarbă după 6 ore de stat în apă, mai mult de 0,75 gr. de apă.	0,0102 gr apă. Nu se observă nici o modificare a însușirilor	0,68 gr. apă. Se înmoaie pierzîndu-și proprietățile mecanice și electrice	1,24 gr. apă. Se înmoaie pierzîndu-și proprietățile mecanice și electrice	1. Corespunde 2. Corespunde la limită 3. Nu corespunde

B. — **Verificări după normele: GOST, OST și VDE**

Nr. crt.	Prescripțiunea	Material 1 Nascit	Material 2 RPU — gris	Material 3 RPR—gris—brun	Observațiuni
1	Rezistența electrică specifică superficială (ρ_s^{Ω})	$14{,}7 \cdot 10^9$	$3{,}868 \cdot 10^9$	$4{,}643 \cdot 10^6$	
2	Rezistența electrică specifică volumetrică ($\rho_v^{\Omega\,cm}$)	$9{,}35 \cdot 10^9$	$76{,}4 \cdot 10^6$	$81{,}432 \cdot 10^6$	
3	Rigiditatea dielectrică: V/mm	2200	4030	1247	
4	Rezistența specifică la compresiune kg/cm²	2429	1361	1294	
5	Absorbție de apă după 6 ore	0,33	19,6	24,8	
6	Absorbție de apă după 36 ore	1,93	26,9	39,4	
7	Umiditatea	1,4	7,58	8,42	
8	Proba de flacără	Nu arde	Arde	Arde	
9	Proba de ciocănire	Nu se sparge	Nu se sparge	Nu se sparge	

In aceeași tabelă sînt trecute și proprietățile determinate pentru materialul izolant gris, utilizat în R. P. Ungară și pentru materialul izolant gris-brun fabricat în R. P. R.

Analizînd critic caracteristicile verificate și trecute în tabela 1 de verificare, precum și acelea parvenite din R. P. U., prin intermediul Min. Căilor Ferate Romîne, rezultă clar superioritatea materialului numit Nascit, ce formează obiectul prezentei lucrări.

Din punct de vedere calitativ, după cum rezultă din tabela concentratoare I, Nascitul corespunde cu prisosință prescripțiunilor cerute unui atare material în Instrucțiuni de Centralizare Electrodinamice de E. Mareș, pag. 282—283, el fiind superior materialului utilizat în R. P. Ungară, care pînă în prezent a dat cele mai bune rezultate în exploatare.

Acest material (material gris) după 10 ani de stat în cale a corespuns prescripțiunilor tehnice cerute în instalațiile de centralizare.

Nascitul care prezintă caracteristice mai bune, la toată gama de verificări prezentată, se poate considera superior.

La proba A_1 Nascitul prezintă aceleași calități ca și materialul din R. P. U., însă la probele A_2 și A_3 se comportă categoric mai bine.

Astfel la proba de compresiune cerută (410 Kg/cm²) teșirea Nascitului este neglijabilă față de a materialului gris (17,4%) iar față de absorbția de apă, după 6 ore, Nascitul a absorbit 0,102 gr apă față de 0,68 gr la materialul gri. Prezentat procentual această ultimă caracteristică la Nascit este de 0,33%, față de materialul R. P. U. gris ce are 19,6% iar după 36 ore de stat sub apă, 1,93% la Nascit față de 26,9% la materialul gris R. P. U.

Materialul gris-brun fabricat în R. P. R. prezintă caracteristici mai slabe decît acela gris R. P. U., în consecinţă este mult inferior Nascitului.

Umiditatea Nascitului este de 1,4%, mai mică decît a tuturor celorlalte materiale prezentate.

Comparînd şi rezistenţele specifice la compresiune, tragem aceleaşi concluzii, căci Nascitul are rezistenţa la rupere prin compresiune de 2429 Kg/cm² faţă de 1361 la materialul gris R, P. U. şi 1294 la materialul gris-brun fabricat în R. P. R.

Adăugînd la cele prezentate şi faptul că Nascitul nu arde la flacără, faţă de toate celelate materiale utilizate la izolarea joantelor de şină, care ard, rezultă în mod evident superioritatea noului material realizat.

Caracteristicile prezentate pentru Nascit, reprezintă valoarea medie a 1240 încercări de laborator.

Din punct de vedera al procesului tehnologic de fabricare, Nascitul prezintă iarăşi superioritatea faţă de celelalte materiele utilizate la izolarea joantelor de şină, pe deoparte datorită materiilor prime utilizate la fabricarea lui (deşeuri de bumbac, azbest fibros, lac fenol-formaldehidic), materii prime relativ eftine care se găsesc toate în ţară în fabricaţie curentă, deci nu trebuiesc în mod special fabricate, iar pe de altă parte datorită procesului de presare în dispozitive speciale se obţine direct piesa finită de izolare, înlăturîndu-se astfel lucrările ulterioare în general greoaie şi costisitoare.

Faţă de procesele tehnologice de fabricare a celorlalte materiale dielectrice utilizate la izolarea joantelor de şină, noul şi superioritatea procesului de fabricare a Nascitului constă în următoarele:

a) Materiile prime utilizate la fabricarea Nascitului sînt găsite curent în industrie, ele nefiind prefabricate din alte materii prime, în afară de lacul fenol-formaldehidic (metoda X) sau răşină crezol-fenolformaldehidică (metoda Y).

La materialul gris fabricat în R.P.U. materia primă este placajul de lemn de fag, 0,5 mm grosime, fabricat din buşteni prin derulare (fără ochiuri, putregai, fisuri etc.). In timpul selecţionării chiar placajul fără defecte crapă, dînd mult deşeu. Insuşi procesul de derulare este complicat şi scump.

Răşina de impregnare este aceeaşi, adică fenol-formaldehidică.

La materialul gris-brun fabricat în R.P.R. materia primă necesară este hîrtia un produs prefabricat şi ca material de lipire între ele a foilor de hîrtie, cleiul.

b) Procesul de uscare al materialului fibros necesar Nascitului este simplu, în cuptorul de uscare introducîndu-se materia primă fără nici un dispozitiv special, pe cînd la uscarea foilor de placaj (materialul din R. P. Ungară) acestea trebuiesc prinse în dispozitive special construite, care se introduc, după prinderea în ele a foilor de placaj, în cuptorul de uscare.

La materialul fabricat în R.P.R. uscarea hîrtiei înainte de impregnare se face fără dispozitive speciale, prin introducerea pachetelor de hîrtie în cuptor. O deficienţă faţă de Nascit o prezintă şi aici faptul că uscarea se face mai greu, pachetelele de hîrtie suprapusă fiind relativ compacte.

c) Procesul de impregnare al Nascitului este simplu, el făcîndu-se în tobe de impregnat unde se introduce şi materialul fibros şi soluţia de impregnare.

La materialul gris fabricat în R. P. Ungară foile de lemn (de 0,5 mm grosime, tăiate la anumite dimensiuni, deci o operație în plus) se prind la cele două capete ale lor în dispozitive speciale și cu dispozitivul respectiv lemnul se introduce într-un cazan cu lac de rășină fenol-formaldehidică, unde stă un timp prescris. Există deci un dispozltiv în plus în care prinderea foilor de placaj este dificilă, apoi cazanul fiind deschis, solventul lacului, (alcoolul) se evaporă, densitatea lacului crescînd în detrimentul capacității de impregnare și în fine cazanul trebuiește să aibă un alt dispozitiv pentru agitare continuă a lacului din el, în caz contrar la partea sa inferioară se depune mai multă rășină și partea de placaj din fundul vasului va fi mai bogată în rășină decît aceea superioară, deci o impregnare neuniformă.

La materialul fabricat în R.P.R. pentru impregnarea hîrtiei sînt necesare valțuri speciale de încleiere, a căror cost, întreținere și funcționare sînt destul de costisitoare.

d) Fabricarea produselor finite necesare izolării joantelor și anume: eclisa, profilul șinei, și manșonul din materialul izolant, la Nascit se face în dispozitive în care din materialul fibros impregnat și uscat în timp de 6 minute se obține direct piesa ce se va monta în joantă.

La materialul fabricat în R. P. Ungară se obține întîi plăci din material, izolant, din care apoi se taie și se profilează eclisa și profilul, respectiv manșonul, la mașini unelte, iar pentru obținerea manșonului în mod special trebuiesic fabricate plăci extrem de groase (50 mm grosime) din care să se taie fîșii și apoi din acestea prin strungire să se obțină manșonul. Prelucrarea materialului este o operațiune estrem de greoaie, fapt pentru care de altfel se pare că și R.P.U. a renunțat în prezent la folosirea acestui material, trecînd din nou la sistemul de izolare a joantelor de șină cu lemn, informație ce ne-a parvenit de la Direcția Regională Căi Ferate Ungare Seghedin, prin delegatul Direcției Regionale C.F.R. Timișoara.

Prelucrabilitatea extrem de grea și cu scule dure (oțel Vidia sau diamant) a materialului fabricat în R.P.U. se datorește rășinii fenol-formaldehidice condensată total, folosită ca liant.

Aceleași considerente se pot atribui și materialului fabricat în R.P.R. cu observația însă că prelucrabilitatea este mai ușoară, calitatea dielectricului însă fiind mai slabă.

e) Din punct de vedere al prețului de cost Nascitul este mai ieftin decît toate celelalte materiale specificate, după cum rezultă din calculul prețului de cost al pieselor din Nascit necesare izolării unui panou de șină izolată, (98,896 Lei).

IV. JOANTE IZOLATE CU ECLISE METALICE, MANȘOANE, ECLISE ȘI PROFILE DIELECTRICE DIN NASCIT

Ținînd cont de incovenientele cunoscute ale joantelor cu eclise de lemn și ale acelora tip Weber (de care nu ne-am ocupat în prezenta lucrare, ele fiind cunoscute), s-a propus un sistem de joantă (fig. 3) în care acțiunea dielectrică o realizează nascitul, fabricat sub formă de eclisă, manșoane și profil, iar aceea mecanică două eclise metalice.

Pentru izolarea celor două capete de şină (I şi II) se foloseşte un profil (1) de forma profilului şinei, interpus între cele două capete.

Asigurarea rigidităţii mecanice a celor două capete de şină se realizează prin intermediul a 2 eclise metalice (*2* şi *3*) strînse de cele două capete prin intermediul a 4 buloane (*4*).

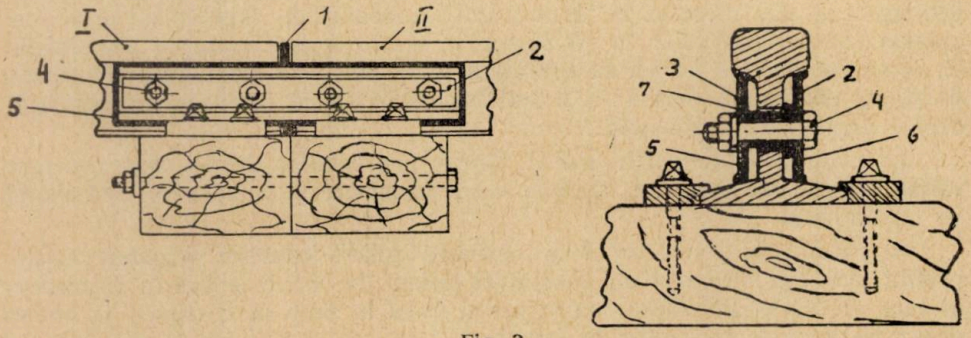


Fig. 3

Pentru a se asigura o izolaţie electrică între cele două capete de şină, între şine şi eclisele metalice se interpun două eclise dielectrice din nascit (*5* şi *6*), iar buloanele pe porţiunea de trecere prin inima şinei sînt izolate fiecare de către un manşon dielectric (*7*).

Prin construcţia prezentată şi aprobată de Ministerul Căilor Ferate, se asigură simultan şi condiţiile dielectrice cerute unei astfel de instalaţii însă şi acelea mecanice, eclisele metalice realizînd o îmbinare suficient de rezistentă.

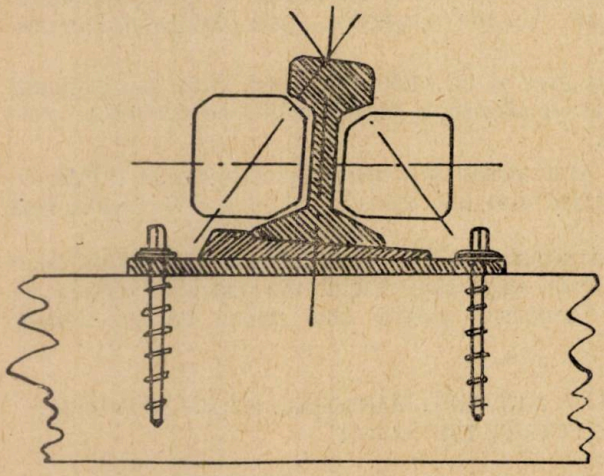


Fig. 4

Este suficient să amintim, că din punct de vedere mecanic, joantele cu eclise metalice sînt supuse doar la încovoiere normală şi în mod practic nu apare nici un moment de torsiune (axele principale de inerţie au poziţie verticală şi orizontală iar centrul de greutate al secţiunii se află practic în planul vertical) pe cînd la joantele cu eclise de lemn (cele ma răspîndite în reţeaua noastră de căi ferate), centrul de greutate fiind scos din cîmpul de acţiune al forţelor verticale, ia naştere şi un moment de torsiune care amplifică solicitările eclisei din lemn, de la început mai puţin rezistente faţă de acelea metalice (fig. 4).

Dacă mai amintim faptul că joantele cu nascit şi eclise metalice nu mai necesită un regim special de burare (comparativ cu joantele cu eclise de lemn), sînt mai elastice, dielectricul absoarbe mai puţină umiditate şi apă, este mai rezistent la compresiune şi nu arde sub acţiunea jarului, se poate uşor aprecia superioritatea lor faţă de sistemele actual folosit.

Aceste considerente, de fapt, au făcut ca şi Ministerul Căilor Ferate să aprobe atît materialul „Nascit" cît şi sistemul de joantă izolată propus.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Mariş, Blocul de linie automat. 1953.
2. M. Mariş, Instalaţii de centralizări electrodinamice. 1950.
3. Ministerul Căilor Ferate, Documentaţie în legătură cu izolarea joantelor de şină.
4. G. M. Sahunian, Calea ferată şi întreţinerea ei. 1953.
5. Bogoroditchi-Pasancov Tareev, Materiale folosite în industria electrotehnică. 1952.

LE „NASHITE", UN NOUVEL MATÉRIEL DIÉLECTRIQUE POUR L'ISOLEMENT DES JOINTS DE VOIE FERRÉE

(RESUME)

Pour les sections isolées des circuits de voie dans les installations de signalisation et de blocage du réseau de chemin de fer, on emploie, dans notre pays, le système Weberer.

Le matériel diélectrique, employé pour les joints, varie selon les pays. En Suisse on emploie des fibres électro-isolantes, dans la République populaire hongroise le matériel diélectrique gris, dans la République populaire Roumaine le matériel gris-brun et le bois dans beaucoup d'autres pays.

C'est le matériel diélectrique synthétique gris qui a donné les meilleurs résultats à l'exploitation (conformément aux statistiques, il dure en de bonnes conditions environ dix ans, tandis que les autres matériaux ne durent que quelques mois).

On présente, dans ce travail, la fabrication d'un matériel isolant nouveau qui, du point de vue qualitatif, est supérieur à tous les autres employés chez nous et ailleurs. Le processus technologique en est des plus simples; il est bon marché et on peut le fabriquer chez nous.

On expose, ensuite, la réalisation d'un nouveau système d'isolement des joints de voie ferrée avec le matériel susmentionné.

On est en train de fabriquer le „nashite", en vue de son emploi dans toutes les stations centralisées.

«НАСЧИТ» — НОВЫЙ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ МАТЕРИАЛ ДЛЯ ИЗОЛИРОВАНИЯ РЕЛЬСОВЫХ СТЫКОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для осуществления изолированных участков в электрических цепях и установках для сигнализации и блокировки в железнодорджной сети, в настоящее время в нашей стране употребляется система изолированных деревом стыков и иногда система Вебера.

Диэлектрик использованный в таких соединениях является различным в большинстве стран. Так например употребляется электроизолирующий фибр (Швейцария), серый диэлектрик, (Венгрия), серо-коричневый, (Румыния), дерево (во многих странах) и. т. д.

Найлучшие результаты в эксплоотации дал серый сантетический диэлектрик (который действовал в хороших условиях около 10 лет, в то время как другие использованные материалы, согласно статистике служили только иесколько месяцев).

В настоящей работе излагается:

1. Изготовление нрвого изоляционного материала, превосходящего качеством остальные материалы употребляемые в нащей стране, и которые изготовляется по новому технологическому процессу, более простому чем для других материалов, более дешевому и с возможностью производства в нашей стране.

2. Осуществление новой системмы изолирования рельсовых стыков материалами указанными в § 1.

3. Предложенные решения были утверждены Министерством Железных Дорог. В настоящее время осуществляется производство Насчита для обурудования всех централизированных станций по системе предложенной в 4 главе этой работы.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

PROBLEME IN LEGATURĂ CU COMPENSAREA TRANSFORMATOARELOR DE CURENT ŞI CLASIFICAREA METODELOR DE COMPENSARE

DE
SEMLYÉN ADAM

Metodele folosite pentru compensarea erorii transformatoarelor de curent sînt numeroase şi foarte variate, iar clasificarea lor în literatură nu este unitară [1...4]. Aceasta se datoreşte cauzei, că nu s-a identificat pînă în prezent un principiu comun metodelor moderne de compensare, astfel încît acestea par a fi distincte, independente în mare măsură una de cealaltă. In realitate, ele diferă doar prin anumite detalii constructive, care îngreunează stabilirea principiului fundamental comun de compensare, care uşurează înţelegerea funcţionării şi asigură o vedere mai clară a posibilităţilor de compensare în general. In lucrarea de faţă se stabileşte o teorie nouă în care se încadrează mai multe metode recente de compensare şi se face o nouă clasificare a metodelor de compensare, pentru a raţionaliza şi a sistematiza mai bine prezentarea lor.

Literatura de specialitate prezintă incomplet principiul contramagnetizării. Contramagnetizarea reduce erorile în anumite condiţii după cum se va arăta, chiar independent de faptul că poate îmbunătăţi calităţile miezului feromagnetic Este greşită deci tendinţa de a căuta explicarea compensării la contramagnetizare, numai prin influenţa s-a asupra permeabilităţii miezului. Acest lucru rezultă din aplicarea contramagnetizării (metoda de „flux — zero" nu este altceva decît o contramegnetizare neidentificată ca atare) simultan cu ortomagnetizarea miezului, adică cu o magnetizare suplimentară la frecvenţă triplă, care măreşte permeabilitatea şi o face practic constantă [5,6]. Teoria contramagnetizării ne arată, că compensarea la contramagnetizare se obţine prin crearea unei impedanţe negative în secundarul transformatorului de curent. Rezultă, că transformatoarele de curent cu impendanţă negativă în secundar funcţionează pe principiul contramagnetizării [7...10]. Pe de altă parte se va arăta însă în lucrare, că compensarea longitudinală se poate reduce la o compensare transversală, adică o modificare a curentului de magnetizare. Prin urmare diferitele metode de compensare (cum ar fi metoda impedanţei negative [7,8], metoda flux ului — zero [5], metoda contramagnetizării reglate [1], metoda contramagnetizării cu defazare [11]) se reduc în partea lor esenţială la o modificare a curentului de magnetizare, deci se clasifică laolaltă cu metodele mai simple şi mai vechi care

modifică direct curentul de magnetizare. Chiar şi metoda simplă (şi prea puţin examinată sub aspect fenomenologic) a corecţiei de spire poate fi considerată ca o compensare longitudinală sau o compensare a curentului de magnetizare.

Ideea fundamentală care a permis autorului dezvoltarea acestor probleme şi obţinerea concluziilor de mai sus, este aceea, că pentru evidenţierea erorii, schema în T a transformatorului trebuie să se stabilească cu raportul de transformare egal cu cel nominal şi nu cu raportul numărului de spire. Voldec a propus primul [12] o asemenea schemă pentru transformatoare cu un singur miez şi a găsit pe cale analitică parametrii acestuia. In lucrarea prezentă parametrii schemei se obţin pe o cale mai simplă prin examinarea directă a fenomenelor, iar prin dublarea schemei pentru cazul a două miezuri se stabileşte teoria generală a contramagnetizării, care are o aplicabilitate destul de largă, după cum s-a indicat înainte.

1. **Problema schemei echivalente a transformatorului de curent.** Schema echivalentă în T avînd mărimile secundare reduse la primar cu ajutorul raportului de spire scoate bine în evidenţă fenomenul de magnetizare a miezului, ramura transversală fiind parcursă de curentul de magnetizare. In literatura clasică se scoate în evidenţă avantajul unei asemenea scheme, pentru că eroarea este datorită chiar curentului de magnetizare, acesta fiind o măsură a erorii. De fapt însă, eroarea se defineşte cu ajutorul curentului secundar redus la primar nu cu raportul de spire, ci cu raportul nominal de transformare. Prin urmare schema clasică în T nu evidenţiază eroarea decît atunci cînd raportul spirelor este egal cu raportul nominal de transformare. In caz contrar, de exemplu la o corecţie de spire, curentul de magnetizare şi „curentul de eroare" sînt în general diferite. Pentru exemplificare considerăm un transformator de curent avînd $I_{1n}=500\,\mathrm{A}$, $I_{2n}=5\,\mathrm{A}$, $N_1=1$ spiră, $N_2=99$ spire, iar valorile reale ale curenţilor 500 respectiv 5 A, presupuse în fază. Curentul de magnetizare va fi: $500-5\cdot 99=5\,\mathrm{A}$, iar „curentul de eroare": $500-5\cdot 100=0$.

La compensarea transformatoarelor de curent nu întotdeauna îmbunătăţirea calităţii miezului este elementul esenţial. Exemplu: corecţia de spire. Dacă se renunţă la punerea în evidenţă prin schemă a curentului de magnetizare, ceea ce la $\mu=\text{const.}$ (transformatoare ortomagnetice) sau în dreptul lui $\mu=\max$ nu prezintă nici un dezavantaj, se poate stabili o schemă în T a cărei ramură transversală să fie parcursă de „curentul de eroare". Această schemă permite şi studiul unor montaje cu două miezuri cu rapoarte diferite ale spirelor celor două înfăşurări, (transformatoare contramagnetizate). In punctul următor se prezintă calculul parametrilor unei asemenea scheme.

2. **Determinarea parametrilor schemei echivalente pentru un singur miez.** Fie G_{m_0} permeanţa magnetică a miezului considerat. Presupunem, că miezul poartă o înfăşurare (terţiară) scurtcircuitată avînd N_3 spire uniform repartizate şi rezistenţa r_3. Fie $r'_3=\frac{r_3}{N_3^2}$ rezistenţa raportată la o singură spiră. Infăşurarea scurtcircuitată poate fi reală sau fictivă, servind în acest caz la modelarea pierderilor în fier. Ne propunem întîi să determinăm valoarea complexă G_m definită din relaţia

$$\overline{G}_m = \frac{\overline{\Phi}}{\overline{\theta}}, \tag{1}$$

în care $\overline{\Phi}$ şi $\overline{\theta}$ sînt expresiile complexe pentru valoarea efectivă a fluxului şi a tensiunii magnetomotoare. Ţinînd seama de faptul, că $\overline{\theta}$ produce fluxul $\overline{\Phi}$ şi echilibrează şi efectul demagnetizant al amperspirelor din înfăşurare se obţine cu uşurinţă expresia

$$j\omega \overline{G}_m = \frac{r'_3 \cdot j\omega G_{m_0}}{r'_3 + j\omega G_{m_0}}. \tag{2}$$

După cum era de aşteptat impedanţa în cazul unei singure spire de alimentare se obţine deci prin punerea în paralel a rezistenţei r'_3, cu reactanţa ωG_{m_0}. Raportul tensiunilor magnetomotoare care produc acelaşi flux $\overline{\Phi}$ cu şi fără înfăşurare terţiară este

$$\frac{\overline{\theta}}{\theta_0} = \frac{G_{m_0}}{\overline{G}_m} = \overline{k} = 1 + j\nu, \tag{3}$$

unde

$$\nu = \frac{\omega G_{m_0}}{r'_3}. \tag{4}$$

Prin urmare, efectul înfăşurării scurtcircuitate constă în mărirea tensiunii magnetomotoare de $\overline{k} = 1 + j\nu$ ori. Dacă curentul de magnetizare nu parcurge în întregime înfăşurarea de magnetizare, ci numai a $\overline{k} - a$ parte (a curentului), efectul este acelaşi: pentru crearea fluxului $\overline{\Phi}$ va fi necesar un curent proporţional cu $\overline{\theta}$ şi nu cu θ_0, deci de $\overline{k}$ ori mai mare. Şuntarea corespunzătoare a înfăşurării de magnetizare poate avea deci acelaşi efect ca aplicarea unei înfăşurări terţiare pe miezul feromagnetic. Mai mult chiar: prin şuntare corespunzătoare k poate lua orice valoare. De asemenea, în loc de a scurtcircuita terţiarul, acesta poate debita în general pe o impendanţă oarecare. Rezultă, prin urmare, că ambele metode sînt echivalente prin efectul lor de a schimba pe G_{m_0} în mărime şi fază.

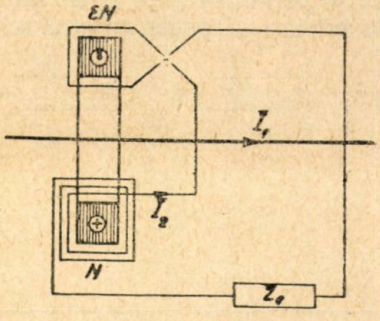


Fig. 1

La stabilirea schemei echivalente se va considera un miez avînd permeanţa complexă $\overline{G}_m$. Pentru simplificarea expunerii considerăm o singură spiră primară. Această ipoteză nu reduce generalitatea rezultatelor. Înfăşurarea secundară se împarte în două (fig. 1): o parte cu N spire corespunzător raportului nominal de transformare $N = \frac{I_{1n}}{I_{2n}}$ şi o parte cu εN spire, numărul total de spire secundare fiind

$$N_2 = (1 + \varepsilon) N. \tag{5}$$

Notăm cu $\bar{I}_2'$ curentul secundar redus la primar cu ajutorul raportului nominal de transformare:

$$I_2' = N \cdot \bar{I}_2. \tag{6}$$

Curentul de eroare este

$$\bar{I}_0 = \bar{I}_1 + \bar{I}_2'. \tag{7}$$

După cum rezultă din fig. 1 (pe care s-au indicat sensurile pozitive în înfăşurări şi în miez), curentul de eroare ne dă numai o parte a tensiunii magnetomotoare. O tensiune magnetomotoare suplimentară ne dă curentul $\bar{I}_2$ parcurgînd spirele suplimentare εN. Valoarea acesteia este $\varepsilon \bar{I}_2'$. Fluxul rezultant înlănţuie înfăşurarea primară (1 spiră) şi cea secundară ($N_2 = (1+\varepsilon)N$ spire). Astfel în primarul transformatorului apare căderea de tensiune (prin fenomenul de inducţie):

$$(\bar{I}_0 + \varepsilon \bar{I}_2')\, j\omega \bar{G}_m \tag{8}$$

ar în înfăşurarea secundară (redusă la primar)

$$(\bar{I}_0 + \varepsilon \bar{I}_2')\, j\omega \bar{G}_m \cdot (1+\varepsilon) = \bar{I}_0 \bar{Z}_m + \bar{I}_2' \bar{Z}_m \tag{9}$$

unde

$$\bar{Z}_m = j\omega \bar{G}_m (1+\varepsilon). \tag{10}$$

Ţinînd seama de (7), expresia (8) se poate aduce la forma

$$\bar{I}_0 \cdot j\omega \bar{G}_m (1+\varepsilon) - \bar{I}_1 \cdot j\omega \bar{G}_m \cdot \varepsilon = \bar{I}_0 \bar{Z}_m - \bar{I}_1 \cdot \frac{\varepsilon \bar{Z}_m}{1+\varepsilon}. \tag{11}$$

Pe baza relaţiilor (7), (9), (11) şi ţinînd seama de rezistenţele, reactanţele de dispersie, precum şi de sarcina secundară (mărimile din secundar se reduc la primar) se poate construi schema echivalentă din fig. 2. In multe cazuri din practică $\bar{Z}_{d_2}' \cong r_2' (X_{d_2}' \cong 0)$.

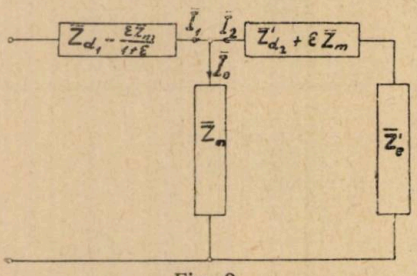


Fig. 2

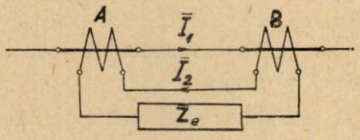


Fig. 3

3. **Aplicarea schemei la cazul contramagnetizării.** Considerăm schema cunoscută a compensării prin contramagnetizare (fig. 3). Aplicăm indicii A şi B la notaţiile pentru mărimile corespunzătoare celor două miezuri. Contramagnetizarea constă în aceea că $\varepsilon_A \neq \varepsilon_B$. Notăm cu

$$\varepsilon = \frac{\varepsilon_A - \varepsilon_B}{2} \tag{12}$$

gradul de contramagnetizare, şi cu

$$\Delta = \frac{\varepsilon_A + \varepsilon_B}{2} \tag{13}$$

corecţia de spire.

Datorită faptului, că schema din fig. 2 are elementele secundare reduse la primar cu ajutorul raportului nominal de transformare şi că, miezurile A şi B au acelaşi raport de transformare, schema echivalentă pentru două miezuri va rezulta prin compunerea a două scheme în T (fig. 4).

Expresia erorii relative complexe, raportate la curentul secundar este:

$$\bar{\gamma} = \frac{\bar{I}_0}{\bar{I}'_2} = \alpha + j\beta, \tag{14}$$

α fiind eroarea de transformare, iar β eroarea de unghi. Ea se poate exprima printr-un raport al impedanţelor din schema echivalentă:

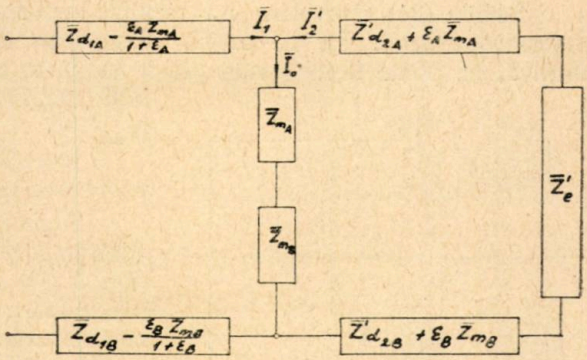


Fig. 4

$$\bar{\gamma} = -\frac{(\bar{Z}'_{d2A} + \varepsilon_A \bar{Z}_{mA}) + \bar{Z}'_e + (\bar{Z}'_{d2B} + \varepsilon_B \bar{Z}_{mB})}{\bar{Z}_{mA} + \bar{Z}_{mB}}. \tag{15}$$

Ţinînd seama că potrivit relaţiilor (12) şi (13)

$$\varepsilon_A = \Delta + \varepsilon \quad \text{şi} \quad \varepsilon_B = \Delta - \varepsilon, \tag{16}$$

se obţine:

$$\bar{\gamma} = -\frac{\bar{Z}'_{d2A} + \bar{Z}'_{d2B} + \bar{Z}'_e}{\bar{Z}_{mA} + \bar{Z}_{mB}} - \varepsilon \frac{\bar{Z}_{mA} - \bar{Z}_{mB}}{\bar{Z}_{mA} + \bar{Z}_{mB}} - \Delta. \tag{17}$$

In această expresie termenul al doilea şi al treilea din membrul drept reprezintă corecţia prin contramagnetizare:

$$\gamma_c = \alpha_c + j\beta_c = -\varepsilon \frac{Z^2_{mA} - Z^2_{mB} + 2jZ_{mA} Z_{mB} \sin \varphi_{AB}}{Z^2_m} - \Delta \tag{18}$$

unde

$$\bar{Z}_m = \bar{Z}_{mA} + \bar{Z}_{mB}, \tag{19}$$

iar φ_{AB} este unghiul dintre vectorii $\bar{Z}_{mA}$ şi $\bar{Z}_{mB}$ considerat pozitiv dacă $\bar{Z}_{mA}$ este defazat înaintea lui $\bar{Z}_{mB}$. Din relaţia (18) se obţine:

$$\alpha_c = -\varepsilon \frac{Z_{m_A}^2 - Z_{m_B}^2}{Z_m^2} - \Delta, \tag{20}$$

$$\boxed{\beta_c = -2\varepsilon \frac{Z_{m_A} Z_{m_B} \sin \varphi_{AB}}{Z_m^2}.} \tag{21}$$

Relaţia (21) reprezintă un rezultat important al teoriei compensării prin contramagnetizare. Ea ne arată, că eroarea de unghi, care de obicei este pozitivă, nu poate fi micşorată (dacă nu ţinem seama de creşterea permeabilităţii magnetice) decît printr-o defazare ($\varphi_{AB} > 0$) cu o înfăşurare terţiară.

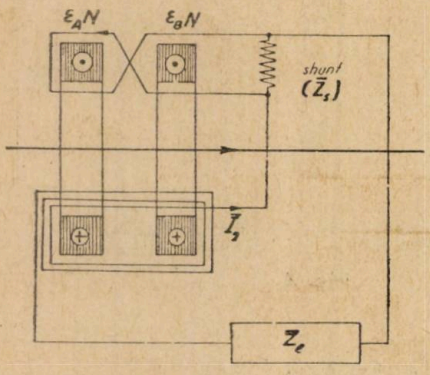


Fig. 5

Incercările experimentale [10, 11] au confirmat justeţea relaţiei (21).

Amintim aici că compensarea prin contramagnetizare reglată a lui Goldstein (fig. 5 [1]) se poate asimila cu o contramagnetizare cu înfăşurări terţiare pe ambele miezuri, amperspirele terţiare fiind proporţionale cu ε_A respectiv ε_B. Această metodă se încadrează deci în teoria generală tot prin admiterea unei permeanţe magnetice complexe.

Cazul particular al unui singur miez se încadrează în teoria generală, dacă se consideră de exemplu $\bar{Z}_{mB} = 0$. Relaţia (17) devine în acest caz:

$$\bar{\gamma} = -\frac{\bar{Z}'_{d2_A} + \bar{Z}'_e}{\bar{Z}_{m_A}} - \varepsilon_A.$$

Prin urmare în acest caz corecţia se reduce la o corecţie de spire.

4. **Reducerea compensării longitudinale la o compensare transversală.** Schema din fig. 2 poate fi transformată într-o schemă cu compensarea transversală a erorii (fig. 6), dacă se urmăreşte ca tensiunile totale în diferitele circuite închise ale schemei să rămînă neschimbate. Pentru aceasta este necesar să se observe relaţiile (9) şi (11). Ramura transversală este astfel reprezentată, încît ea să indice corect atît curentul de eroare, cît şi curentul real de magnetizare şi tensiunea indusă. In primar apare căderea de tensiune suplimentară (diferenţa dintre 11 şi 9):

$$\bar{I}_1 \frac{\varepsilon^2 \bar{Z}_m}{1+\varepsilon} - \bar{I}_0 \varepsilon \bar{Z}_m. \tag{22}$$

Al doilea termen din expresia (22) este reprezentat în fig. 6 sub forma unei tensiuni induse. Elementele din circuitul primar nu prezintă de altfel importanţă la analiza erorilor transformatoarelor de curent. De aceea la transformarea

schemei din fig. 4 nu le mai reprezentăm. Noua schemă va fi astfel construită, încît pe ea să apară un singur curent de corecţie. S-ar putea bineînţeles stabili o schemă prin dedublarea celei din fig. 6. Scoaterea în evidenţă a curentului de corecţie ne permite însă să tragem concluzia deosebit de importantă, că şi contramagnetizarea, ca o serie de alte metode de compensare, poate fi considerată ca o metodă de corectare a curentului de magnetizare. Curentul de corecţie va fi (vezi rel. 15...18):

$$\Delta\bar{I}_0=\bar{I}'_2\frac{\varepsilon_A\bar{Z}_{m_A}+\varepsilon_B\bar{Z}_{m_B}}{\bar{Z}_{m_A}+\bar{Z}_{m_B}}=-\bar{I}'_2\bar{\gamma}_c. \tag{23}$$

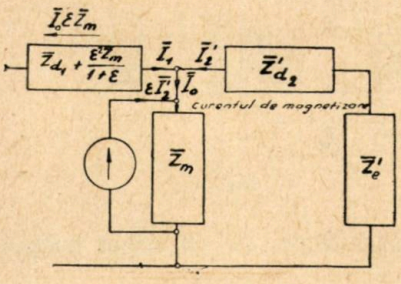


Fig. 6

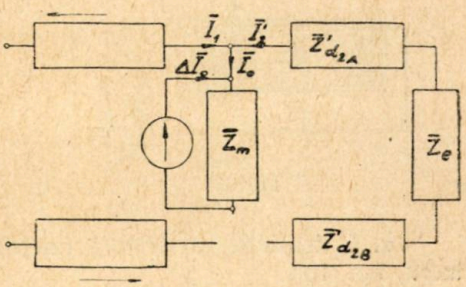


Fig. 7

Schema cu corecţie transversală este reprezentată în figura 7.

Trebuie subliniat, că schemele din fig. 6 şi 7 nu se pot înlocui cu scheme avînd elemente pasive în ramura transversală, deoarece $\Delta\bar{I}_0$ este proporţional cu $\bar{I}'_2$ şi independent de $\bar{Z}'_e$, iar tensiunea la bornele lui $\bar{Z}_m$ creşte împreună cu $\bar{Z}'_e$.

5. **Clasificarea metodelor de compensare.** Pe baza analizei făcute se poate face următoarea clasificare a metodelor de compensare a transformatoarelor de curent:

a. *Compensarea în două trepte* (Brooks-Holtz şi Boyajian-Skeats). Aici nu se urmăreşte micşorarea curentului de magnetizare ci se adaugă curentului secundar un curent practic egal cu cel de magnetizare (fig. 8). Transformatoarele de curent în două trepte se folosesc relativ rar, servind ca transformatoare de precizie la punţi de etalonare.

b. *Mărirea şi ţinerea constantă a permeabilităţii miezului feromagnetic.* Aceasta se face prin magnetizare suplimentară cu:

α. Curent continuu

β. Curent alternativ la 50 Hz. Se magnetizează două miezuri (contramagnetizare). Curentul pentru magnetizarea suplimentară poate proveni de la o sursă exterioară (metoda Wellings-Mayo, fig. 9) sau interioară, corespunzător schemei din fig. 3. Aici aparţine contramagnetizarea clasică după Vahl (AEG) precum şi acelea cu flux divizat (Petrov-Ocuni [7, 8], Wilson).

γ. Curent alternativ la 150 Hz (ortomagnetizare după Boyajian-Camilli).

c. *Micşorarea şi defazarea curentului de magnetizare.* In fond se modifică aici curentul de eroare, curentul de magnetizare fiind produs în parte de amperspire care nu intră în expresia erorii. Amperspirele acestea de corecţie pot fi date de:

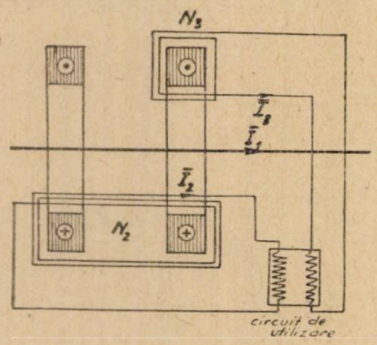


Fig. 8

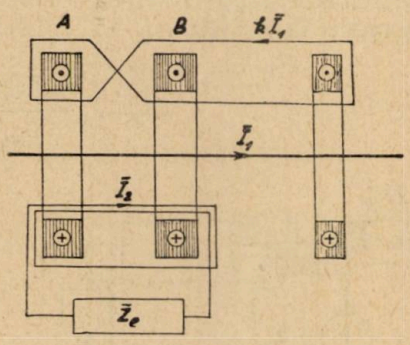


Fig. 9

α. O tensiune exterioară (metoda Wellings-Mayo cu un singur miez de lucru, fig. 10).

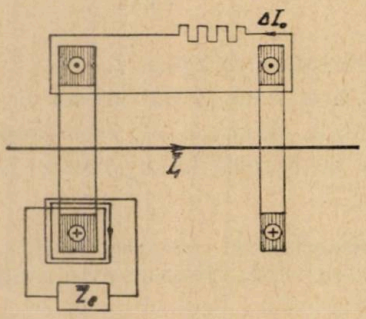


Fig. 10

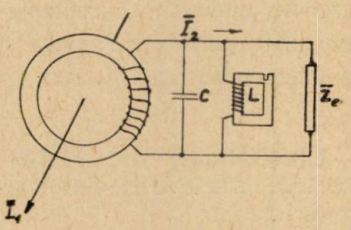


Fig. 11

β. Un curent ce se închide pe o impedanţă exterioară cu caracteristici potrivite (Schwager-Treat, fig. 11). Eventual impedanţa exterioară (capacitate, rezistenţă) se conectează la bornele unei înfăşurări terţiare.

γ. O contramagnetizare (la un singur miez corecţia de spire şi compensarea Wilson) sub una din aspectele sale indicate la începutul acestei lucrări.

Este important de subliniat că metodele de compensare nu apar întotdeauna distincte şi uneori se combină voit două sau mai multe metode. Astfel aproape întotdeauna contramagnetizarea, pe lîngă faptul că măreşte calitatea miezului, micşorează curentul de eroare. (Acest lucru după cum s-a arătat, în general nu este scos în evidenţă în literatură). Uneori în mod suplimentar se aplică şi o ortomagnetizare [5, 6].

6. Concluzii.

1. Schema echivalentă în T corespunzătoare pentru studiul transformatoarelor de curent se stabileşte astfel, încît în ramura transversală să curgă curentul de eroare şi nu curentul de magnetizare.

2. Dublarea schemei în T pentru cazul a două miezuri permite să se stabilească teoria generală a contramagnetizării cu expresiile erorilor de unghi şi de transformare. Ea se aplică la diferite tipuri de transformatoare compensate cu metode moderne diferite, fără ca altfel asemănarea metodelor să fie evidentă.

3. Eroarea de unghi se poate reduce prin contramagnetizare prin modificarea permeanţei magnetice a unuia dintre miezuri.

4. Schema compensării longitudinale (noţiunea de impedanţă negativă se include aici) se poate reduce uşor la o schemă de corecţie a curentului de magnetizare.

5. Faptul că în teoria contramagnetizării se încadrează principalele metode moderne de compensare iar compensarea longitudinală se poate reduce la o modificare a curentului de magnetizare, permite să se clasifice uşor diferitele metode de compensare, care în esenţă se reduc în general la îmbunătăţirea permeabilităţii miezului feromagnetic şi la corectarea curentului de magnetizare.

BIBLIOGRAFIE

1. Goldstein I., *Die Messwandler.* 2 Auflage. Verlag Birkhäuser, Basel 1952.
2. Csizy T. - Török B, *Mérötranszformátorok,* Müszaki Könyvkiadó, Budapest 1955.
3. Parteni C., Boaru C., Ciobotaru T., Compensarea transformatoarelor de curent. Electrotehnica (A.S.I.T.) 1955 nr. 1.
4. Camilli G, A Survey of Bushing-Type Current Transformers for Metering Purposes. Transactions AIEE, 1950 p. 429.
5. Hobson, The Zero-Flux Current Transformer. Transactions AIEE, 1953 Part III p. 608.
6. Farr J. W., A New Line of Orthomagnetic Bushing-Type Current Transformers, Transactions AIEE, 1950 p. 424.
7. Petrov G. N. Ocuni S. S., Despre impedanţa negativă a înfăşurării secundare a transformatorului. Electricestvo, 1950, nr. 5.
8. Petrov G. N. Ocuni S. S., Transformatoare de curent cu compensarea erorii după metoda MEI. Electricestvo, 1952. nr. 12.
9. Caplanski, Transformatoare de tensiune şi transformatoare de curent. Electricestvo, 1956. nr. 3.
10. Semlyén A., Teoria compensării erorii transformatoarelor de curent prin contramagnetizare. Academia R.P.R. Studii şi Cercetări 1956, Timişoara.
11. Semlyén A., Contramagnetizarea cu defazare, o nouă metodă de compensare a erorii transformatoarelor de curent. Colecţia lucrărilor de la Conferinţa Electricienilor din R.P.R. 1957.
12. Voldec A. I., Despre schema echivalentă a transformatorului şi parametrii ei. Electricestvo, 1952 nr. 8.

PROBLÈMES CONCERNANT LA COMPENSATION DES TRANSFORMATEURS DE COURANT ET LA CLASSIFICATION DES MÈTHODES DE COMPENSATION

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, on expose la théorie de la contremagnétisation dans laquelle s'encadrent les principales méthodes modernes de compensation. On y montre que, par la réduction de la compensation longitudinale à une modification du courant de magnétisation, la majorité des méthodes se réduisent à l'amélioration de la perméabilité et à la correction du courant de magnétisation.

ПРОБЛЕМЫ В СВЯЗИ С КОМПЕНСАЦИЕЙ ТРАНСФОРМАТОРОВ ТОКА И КЛАСИФИКАЦИЯ МЕТОДОВ КОМПЕНСАЦИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В статье разрабатывается теория противонамагничивания, в которую входят главные методы компенсации и указывается, что путем приведения продольной компенсации при изменению намагничевающего тока, большинство методов компенсации сводятся к улучшению проницаености и к поправке намагничевающего тока.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CALCULUL ELEMENTELOR DE BETON ARMAT LA APARIŢIA FISURILOR DUPĂ METODA STĂRILOR LIMITĂ

DE
AVRAM N. CONSTANTIN şi PESCARU IOAN

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara din 17 şi 18 martie 1956

A. INTRODUCERE

Calculul construcţiilor după metoda stărilor limită este o realizare a şcolii sovietice. Această metodă se aplică în U. R. S. S. la calculul elementelor portante de construcţii şi al terenurilor de fundaţii pentru construcţii civile şi industriale, pe bază de norme oficiale, cu începere din anul 1955.

Calculul elementelor portante de construcţii din beton armat se face, în conformitate cu normele sovietice N şi TU 123—55 [7] şi instrucţiunile I 123—55 [8], după următoarele stări limită:

1. **Starea limită după capacitatea portantă**, la care construcţia îşi pierde rezistenţa sau stabilitatea.

2. **Starea limită după deformaţii**, la care constucţia îşi păstrează capacitatea portantă, dar apar deformaţii sau vibraţii, care fac imposibilă exploatarea normală a construcţiei.

3. **Starea limită după apariţia sau deschiderea fisurilor**, la care construcţia îşi păstrează capacitatea portantă, însă apar fisuri în betonul întins sau fisurile se deschid pînă la o anumită mărime, aşa încît exploatarea în continuare a construcţiei devine imposibilă, fie din cauza pierderii impermeabilităţii sau a scăderii bruşte a rigidităţii, fie din cauza pericolului de coroziune a oţelului şi betonului.

Coeficientul unic de siguranţă din metoda la rupere este înlocuit în metoda stărilor limită cu trei coeficienţi de calcul diferenţiaţi:

— *coeficientul de supraîncărcare* (n), care ţine seama de depăşirea maximă posibilă a sarcinilor faţă de valoarea lor normată; *sarcina de calcul* este egală cu produsul dintre coeficientul de supraîncărcare şi *sarcina normată;*

— *coeficienţii de omogeneitate* (c_a, c_b), care ţin seama de scăderea maximă posibilă a rezistenţelor oţelului şi betonului faţă de rezistenţele normate; *rezistenţele de calcul* rezultă prin înmulţirea acestor coeficienţi cu *rezistenţele normate;*

— *coeficienţii condiţiilor de lucru* (m), care ţin seama de particularităţile de execuţie sau de exploatare ale construcţiei.

Calculul după starea limită a capacităţii portante este obligatoriu pentru toate elementele portante ale construcţiei, în timp ce calculul după deformaţii şi după apariţia sau deschiderea fisurilor se face numai în cazul cînd atingerea acestor stări limită este inadmisibilă.

Calculul după prima stare limită se face la acţiunea sarcinilor de calcul, iar după a doua şi a treia stare limită la acţiunea sarcinilor normate.

Calculul la apariţia fisurilor se face la elementele de beton armat supuse la întindere centrică sau excentrică cu mică excentricitate care se găsesc sub presiunea unui lichid sau gaz. Cînd se pun condiţii speciale, se calculează la apariţia fisurilor şi elementelor de beton armat supuse la încovoiere sau întindere şi compresiune cu mare excentricitate.

Calculul la apariţia fisurilor se face de asemenea şi la elementele supuse la întindere centrică sau excentrică cu mare excentricitate, la încovoiere şi la compresiune excentrică, care se găsesc în medii agresive.

La calculul elementelor de construcţii din beton armat după starea limită de apariţie a fisurilor se consideră că eforturile unitare în betonul întins devin egale cu rezistenţa de calcul la întindere a betonului (R_t); totodată se ţine seama şi de rezistenţa armăturii întinse, determinarea efortului din armătură făcîndu-se cu luarea în consideraţie a proprietăţilor deformative elastico-vîscos-plastice ale betonului întins.

Normele şi instrucţiunile sovietice ([7], (8]) dau formule pentru calculul la apariţia fisurilor numai în cazul întinderii centice, deşi prevăd acest calcul, în anumite condiţii, şi pentru cazul încovoierii sau al compresiunii şi întinderii excentrice. Lucrarea de faţă are ca obiect studiul calculului la apariţia fisurilor al elemantelor de beton armat supuse la încovoiere şi la compresiune sau întindere excentrică. Pentru unitatea lucrării se dă şi calculul la întinderea centrică.

B. ELEMENTE ÎNTINSE CENTRIC

In starea limită de formare a fisurilor (stadiul *Ia*) eforturile unitare în betonul întins sînt egale cu rezistenţa de calcul la întindere a betonului (R_t), la care corespunde deformaţia specifică limită:

$$\varepsilon_t = \frac{R_t}{E'_{bt}} = \frac{R_t}{(1-\lambda_t)E_b} = 2\frac{R_t}{E_b} \tag{1}$$

unde:

E_b este valoarea de calcul a modulului de elasticitate a betonului;

$\lambda_t = 0{,}5$ — coeficientul de plasticitate al betonului la întindere în momentul apariţiei fisurilor, adică raportul dintre deformaţia specifică vîscos-plastică a betonului şi deformaţia specifică totală;

E'_{bt} — modulul deformaţiei totale a betonului la întindere.

Efortul preluat de beton în momentul fisurării elementului de beton armat este egal cu $R_t A_b$, iar cel preluat de armătură cu:

$$\sigma_{ff} A_f = \varepsilon_a E_a A_f = \varepsilon_t E_a A_f = \frac{E_a}{E'_{bt}} R_t A_f$$

sau

$$\sigma_{ff} A_f = n'_t R_t A_f = 2nR_t A_f$$

cu

$$n'_t = \frac{E_a}{E'_{bt}} = \frac{E_a}{(1-\lambda_t)E_b} = 2n \quad \text{şi} \quad n = \frac{E_a}{E_b} \tag{2a şi b}$$

unde:

$E_a = 2100000$ kg/cm² este valoarea de calcul a modulului de elasticitate a armăturii.

Cu aceste valori ale eforturilor interioare, formula de calcul la apariţia fisurilor al elementelor de beton armat întinse centric capătă forma:

$$N^n \leq mR_t A_b \left(1 + 2n\frac{A_f}{A_b}\right) \tag{3}$$

unde:

N^n este forța axială de întindere produsă de sarcinile normate;

m — coeficientul condițiilor de lucru pentru calculul la apariția fisurilor; pentru presiuni hidrostatice pînă la 1 atm se ia $m=1{,}9$, iar pentru presiuni mai mari după condiții tehnice speciale.

Valorile de calcul ale rezistențelor de rupere la întindere (R_t) și ale modulilor de elasticitate (E_b) ale betoanelor se iau din tabela 1. Valorile lui R_t din coloana A sînt valabile pentru betoanele confecționate în fabrici de beton sau în stații de betonare utilate pentru dozarea automată sau semiautomată a componentelor betonului (liant, agregate, apă, adaosuri) și la care se face un control sistematic al omogeneității și rezistenții la compresiune ale betonului. În celelalte cazuri valorile lui R_t se iau din coloana B. Valorile lui R_t pentru betoane cu ciment aluminos se reduc prin înmulțire cu 0,7.

Tabela 1

Valorile de calcul ale rezistențelor de rupere la întindere (R_t) și ale modulilor de elasticitate (E_b) ale betoanelor

Nr. crt	Marca betonului	R_t în kg/cm²		E_b în kg/cm²	
		A	B	beton greu	beton ușor
1	50	2,7	2,4	65000	50000
2	75	3,6	3,2	90000	60000
3	100	4,5	4,0	120000	75000
4	150	5,8	5,2	165000	100000
5	200	7,2	6,4	200000	115000
6	300	10,5	9,5	270000	—
7	400	12,5	11,0	310000	—
8	500	14,0	12,5	340000	—
9	600	15,0	13,5	360000	—

Valorile lui E_b pentru betoane ușoare sînt date pentru betoane din zgură de cazan sau de furnal și pentru betoane din cheramzit (argilă expandată). Modulii de elasticitate pentru betoane ușoare din piatră ponce, tuf etc. se vor lua după condiții tehnice speciale sau pe bază de date experimentale. Cînd betoanele ușoare de mărcile B 100 și B 150 sînt confecționate cu nisip de cuarț, modulii de elasticitate din tabela 1 se majorează cu 40%.

Calculul elementelor întinse centric după starea limită a capacității portante se face cu formula:

$$N=n_1N^n\leq mm_aR_aA_f \tag{4}$$

unde:

N este forța axială de întindere produsă de sarcinile de calcul;

n_1 — coeficientul de supraîncărcare (pentru sarcini permanente și presiunea hidrostatică a lichidelor se ia $n_1=1{,}1$);

m — coeficientul condițiilor de lucru pentru calculul după capacitatea portantă (obișnuit se ia $m=1$);

m_a — coeficientul condițiilor de lucru al armăturii;

R_a — rezistența de calcul a armăturii.

La proiectarea unui element întins centric, secțiunea A_f a armăturii se deduce din formula (4), iar secțiunea A_b a betonului din formula (3). Cea mai bună utilizare a materialelor (oțel și beton) se obține cînd se satisfac, la limită, inegalitățile (3) și (4). Cu $m=1{,}9$ în formula (3), $m=1{,}0$ în formula (3), $n_1=1{,}1$ și eliminînd pe N^n între formulele

(3) şi (4), se obţine procentul de armare maxim care corespunde soluţiei celei mai economice (secţiunea minimă de beton):

$$\mu_1{}^0/_0 = \frac{100\,A_f}{A_b} = \frac{209\,R_t}{m_a R_a - 4{,}18\,nR_t}. \qquad (5)$$

Valorile procentului $\mu_1{}^0/_0$, pentru rezistenţele R_t din coloana B a tabelei 1, sînt date în tabela 2. Se poate remarca cu uşurinţă că elementele întinse centric la care apariţia fisurilor nu este permisă se pot realiza economic cu procente uzuale de armare, care nu dau complicaţii constructive (ceea ce nu se întîmplă la elementele încovoiate).

Tabela 2

Valorile procentului de armare $\mu_1{}^0/_0$ pentru elemente de beton armat întinse centric, calculate cu formula (5)

$m_a R_a$ în kg/cm²	Marca betonului					
	150	200	300	400	500	600
1700	0,76	0,94	1,42	1,66	1,90	2,06
2100	0,60	0,74	1,10	1,28	1,47	1,59
2400	0,51	0,63	0,95	1,10	1,26	1,36
3000	0,40	0,49	0,74	0,85	0,98	1,06
3400	0,35	0,43	0,64	0,74	0,85	0,92

C. ELEMENTE INCOVOIATE

Se tratează cazul cel mai general al secţiunii simetrice de formă oarecare dublu armată, care poate fi adusă la secţiunea dublu T (fig. 1*a*), considerată

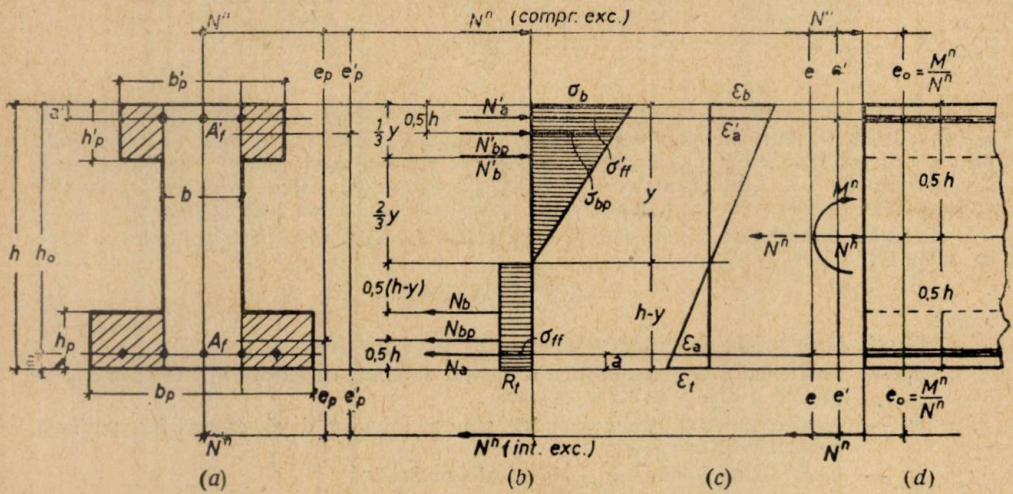


Fig. 1. Încovoiere şi compresiune sau întindere excentrică cu mare excentricitate

formată dintr-o secţiune de bază de formă dreptunghiulară (*bh*), precum şi din secţiuni suplimentare de beton şi armătură ce întăresc secţiunea de bază, lucrînd la compresiune sau întindere.

Calculul la apariţia fisurilor se face în stadiul *Ia* de încovoiere (fig. 1*b*), admiţînd diagrama de calcul a eforturilor unitare din zona întinsă a betonului de formă dreptunghiulară (deformaţii elastico-vîscos-plastice) şi valoarea limită a efortului unitar de întindere egală cu R_t, iar diagrama de calcul a eforturilor unitare din zona comprimată a betonului de formă triunghiulară (deformaţii elastice). Se admite de asemenea valabilitatea ipotezei secţiunilor plane a lui Bernoulli (fig. 1*c*).

Deformaţiile specifice caracteristice au valorile:

$$\varepsilon_t = 2\frac{R_t}{E_b};\quad \varepsilon_b = \varepsilon_t\frac{y}{h-y};\quad \varepsilon_a = \varepsilon_t\frac{h_0-y}{h-y};\quad \varepsilon'_a = \varepsilon_t\frac{y-a'}{h-y}, \tag{6a, b, c, d}$$

iar eforturile unitare caracteristice:

$$\sigma_b = \varepsilon_b E_b = \frac{2R_t y}{h-y};\quad \sigma_{bp} = \frac{2R_t(y-0{,}5h'_p)}{h-y};$$
$$\sigma_{ff} = \varepsilon_a E_a = 2nR_t\frac{h_0-y}{h-y};\quad \sigma'_{ff} = 2nR_t\frac{y-a'}{h-y} \tag{7a, b, c, d}$$

cu valoarea lui n din formula (2b).

Se pot acum calcula valorile rezultantelor eforturilor unitare interioare:

$$N'_b = \frac{R_t b y^2}{h-y};\quad N'_{bp} = \frac{2R_t h'_p(b'_p-b)(y-0{,}5h'_p)}{h-y}; \tag{8a, b}$$

$$N_b = R_t b(h-y);\quad N_{bp} = R_t h_p(b_p-b); \tag{8c, d}$$

$$N'_a = 2nR_t A'_f\frac{y-a'}{h-y};\quad N_a = 2nR_t A_f\frac{h_0-y}{h-y}. \tag{8c, f}$$

Poziţia axei neutre, determinată prin distanţa y de la această axă pînă la fibra cea mai comprimată de beton, se obţine din ecuaţia de proiecţii după axa elementului:

$$N'_b + N'_{bp} + N'_a - N_b - N_{bp} - N_a = 0. \tag{9}$$

Formula (9) reprezintă o ecuaţie de gradul întîi în y.

Făcînd notaţiile:

$$\left.\begin{aligned} &\eta = \frac{y}{h};\ \delta_1 = \frac{a}{h};\ \delta'_1 = \frac{a'}{h};\ \delta'_{p1} = \frac{0{,}5h'_p}{h};\\ &\alpha_1 = 2n\frac{A_f}{A_b} = 2n\mu_1;\quad \alpha'_1 = 2n\frac{A'_f}{A_b} = 2n\mu'_1;\\ &\gamma_1 = \frac{(b_p-b)h_p}{bh};\quad \gamma'_1 = \frac{2(b'_p-b)h'_p}{bh}. \end{aligned}\right\} \tag{10}$$

formula (9) se poate scrie:

$$\eta = \frac{y}{h} = \frac{1+\alpha_1(1-\delta_1)+\alpha'_1\delta'_1+\gamma_1+\gamma'_1\delta'_{p1}}{2+\alpha_1+\alpha'_1+\gamma_1+\gamma'_1} \tag{11}$$

Verificarea secțiunii la apariția fisurilor se face cu formula ce rezultă din ecuația de momente în raport cu rezultanta N_a:

$$M^n \leqslant m \left\{ \left(h_0 - \frac{y}{3}\right) N'_b + (h_0 - 0{,}5h'_p)\, N'_{bp} + (h_0 - a')\, N'_a - \right.$$

$$\left. - [0{,}5(h-y) - a]\, N_b - (0{,}5h_p - a)\, N_{bp} \right\}. \qquad (12)$$

unde:

M^n este momentul încovoietor produs de sarcinile de calcul.

Formulele (11) și (12) sînt stabilite pentru cazul general al secțiunii dublu T, dublu armate; în cazuri particulare formulele se simplifică în consecință.

In cazul secțiunii dreptunghiulare simplu armate formulele (11) și (12) devin:

$$\eta = \frac{y}{h} = \frac{1 + \alpha_1 (1 - \delta_1)}{2 + \alpha_1} \qquad (11\ a)$$

și

$$M^n \leqslant m \left\{ \left(h_0 - \frac{y}{3}\right) N'_b - [0{,}5(h-y) - a]\, N_b \right\} \qquad (12\ a)$$

sau

$$M^n \leqslant m\, B_f b h^2 R_t \qquad (12\ b)$$

cu

$$B_f = \left[\left(1 - \delta_1 - \frac{1}{3}\eta\right) \frac{\eta^2}{1-\eta} - (0{,}5 - 0{,}5\eta - \delta_1)(1-\eta) \right]. \qquad (13)$$

Valorile $\eta = \frac{y}{h}$ și B_f sînt date în tabela 3 în funcție de procentul de armare $\mu_1{}^0/_0 = 100\, \frac{A_f}{bh}$, pentru $a = 0{,}10h$ și mărcile de beton B100, B150, B200 și B300 (asemenea tabele se pot întocmi și pentru $a = 0{,}05h$ și $a = 0{,}15h$).

La verificarea secțiunii se calculează procentul de armare $\mu_1{}^0/_0$, se scoate din tabela 3 valoarea corespunzătoare a coeficientului B_f și apoi se aplică formula (12 b).

La proiectare se aleg, prin încercări, dimensiunile secțiunii elementului (hb), se calculează:

$$B_f = \frac{M^n}{mbh^2 R_t}$$

și se scoate din tabela 3 valoarea corespunzătoare a procentului de armare $\mu_1{}^0/_0$, după care:

$$A_f = \frac{\mu_1{}^0/_0\, bh}{100}.$$

Tabela 3 se poate utiliza și în cazul secțiunii dreptunghiulare dublu armate folosind formula:

$$M^n \leqslant m[B_f b h^2 R_t + N'_a (h_0 - a')] \qquad (14)$$

Tabela 3

Calculul la apariţia fisurilor al elementelor încovoiate cu secţiune dreptunghiulară, simplu armate

$$M^n \leq mB_f bh^2R_t\,; \quad \mu_1{}^0/_0 = \frac{100\,A_f}{bh}\,.$$

Mărimi: M^n în kgcm; R_t în kg/cm²; A_f în cm²; b, h în cm. $a = 0{,}10\,h$

$\mu_1{}^0/_0$	Marca betonului								$\mu_1{}^0/_0$
	100		150		200		300		
	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	
0,00	0,500	0,292	0,500	0,292	0,500	0,292	0,500	0,292	0,00
0,10	0,507	0,309	0,505	0,304	0,504	0,300	0,503	0,299	0,10
0,15	0,510	0,317	0,507	0,310	0,506	0,307	0,505	0,303	0,15
0,20	0,514	0,325	0,510	0,316	0,508	0,312	0,506	0,307	0,20
0,25	0,517	0,334	0,512	0,322	0,510	0,317	0,508	0,310	0,25
0,30	0,520	0,342	0,515	0,328	0,512	0,322	0,509	0,314	0,30
0,35	0,523	0,350	0,517	0,334	0,514	0,327	0,511	0,318	0,35
0,40	0,526	0,359	0,519	0,341	0,516	0,332	0,512	0,322	0,40
0,45	0,529	0,367	0,522	0,347	0,518	0,337	0,514	0,325	0,45
0,50	0,532	0,375	0,524	0,353	0,520	0,342	0,515	0,329	0,50
0,60	0,538	0,391	0,528	0,364	0,524	0,352	0,518	0,337	0,60
0,70	0,544	0,407	0,533	0,376	0,527	0,362	0,521	0,344	0,70
0,80	0,549	0,423	0,537	0,388	0,531	0,372	0,523	0,351	0,80
0,90	0,554	0,439	0,541	0,400	0,535	0,381	0,526	0,359	0,90
1,00	0,560	0,454	0,545	0,411	0,538	0,391	0,529	0,366	1,00
1,20	0,569	0,485	0,553	0,434	0,545	0,410	0,534	0,380	1,20
1,40	0,579	0,516	0,560	0,457	0,551	0,429	0,539	0,395	1,40
1,60	0,588	0,545	0,568	0,480	0,558	0,448	0,544	0,409	1,60
1,80	0,596	0,575	0,575	0,502	0,564	0,467	0,549	0,423	1,80
2,00	0,604	0,604	0,581	0,524	0,569	0,485	0,554	0,437	2,00
2,20	0,611	0,632	0,587	0,545	0,575	0,503	0,558	0,451	2,20
2,40	0,618	0,660	0,594	0,567	0,581	0,522	0,563	0,465	2,40
2,60	0,625	0,688	0,599	0,588	0,586	0,539	0,567	0,478	2,60
2,80	0,632	0,715	0,605	0,609	0,591	0,557	0,572	0,492	2,80
3,00	0,638	0,742	0,611	0,630	0,596	0,575	0,576	0,506	3,00
3,20	0,644	0,769	0,616	0,650	0,601	0,592	0,580	0,519	3,20
3,40	0,649	0,794	0,621	0,670	0,605	0,609	0,584	0,532	3,40
3,60	0,655	0,821	0,626	0,690	0,610	0,627	0,588	0,545	3,60
3,80	0,660	0,846	0,630	0,710	0,614	0,644	0,591	0,559	3,80
4,00	0,665	0,871	0,635	0,730	0,618	0,660	0,595	0,572	4,00

în care N'_a se determină cu formula (8e); în acest caz coeficienţii $\eta = \frac{y}{h}$ şi B_f se obţin din tabela 3, prin aproximaţii succesive, în funcţie de procentul de armare care corespunde simplei armări:

$$\mu_1{}^0/_0 = \frac{100}{bh}\left(A_f - A'_f \frac{y-a'}{h_0-y}\right) \tag{15}$$

luînd în prima aproximaţie (pentru $\eta = 0{,}5$ şi $a = a'$):

$$\mu_1{}^0/_0 = \frac{100}{hb}(A_f - A'_f) \tag{15 a}$$

(practic este suficient ca η şi B_f să se determine pentru valoarea lui $\mu_1{}^0/_0$ din formula 15 a).

Se ştie că în mod obişnuit elementele încovoiate de beton armat funcţionează sub sarcinile de exploatare (sarcinile normate) în stadiul II de încovoiere, cu zona întinsă fisurată pentru a se putea folosi în mod economic armătura întinsă. La asemenea elemente condiţia exprimată de formula (12) nu este îndeplinită. Se ştie pe de altă parte că rezistenţa mecanică (capacitatea portantă) creşte aproape proporţional cu procentul de armare şi cu calitatea oţelului, în timp ce rezistenţa la apariţia fisurilor creşte foarte puţin cu procentul de armare şi nu este influenţată de calitatea oţelului. Rezultă că satisfacerea simultană a condiţiilor de rezistenţă şi nefisurare nu se poate obţine decît folosind procente foarte mici de armare (0,15—0,50%), ceea ce duce la soluţii neeconomice şi de multe ori neconstructive. Folosirea procentelor uzuale de armare (0,6—1,8%), cu respectarea condiţiei (12) de nefisurare, duce de asemenea la soluţii neeconomice din punctul de vedere al rezistenţei mecanice a elementului. Inginerul proiectant trebuie să găsească soluţia optimă în fiecare caz în parte printr-o strînsă analiză a coeficienţilor tehnico-economici.

D. ELEMENTE COMPRIMATE ŞI ÎNTINSE EXCENTRIC

In cazul elementelor solicitate excentric, stadiul *Ia* de apariţie a fisurilor, pentru o secţiune dată, depinde de doi parametri care pot varia independent unul de altul în procesul de aplicare a sarcinilor: forţa normală N^n şi momentul încovoietor M^n.

Pentru determinarea valorii minime a capacităţii de rezistenţă la apariţia fisurilor trebuie să se deosebească două cazuri limită [3]:

Cazul 1: N^n = constant şi $e_0 = \frac{M^n}{N^n}$ = variabil (respectiv M^n variabil). Acesta este cazul zidurilor de sprijin, al pereţilor rezervoarelor, barajelor etc., al coşurilor de fum etc., la care sarcinile permanente dau o forţă normală N^n constantă, iar presiunea variabilă a pămîntului, a apei, a vîntului etc., produc un moment încovoietor M^n variabil.

Cazul 2: $e_0 = \frac{M^n}{N^n}$ = constant şi N^n = variabil (respectiv $M^n = e_0 N^n$ variabil). Acesta este cazul, spre exemplu, al stîlpilor halelor industriale care susţin pe console căi de rulare pentru macarale.

Totodată la calculul elementelor solicitate excentric trebuie să se deosebească cazul marilor excentricități, cînd axa neutră cade în secțiune și diagrama eforturilor unitare are două semne, de cazul micilor excentricități, cînd axa neutră cade în afara secțiunii și diagrama eforturilor unitare are un singur semn.

1. **Diagrama eforturilor unitare are două semne.** Situația este asemănătoare cu cea de la încovoierea simplă (fig. 1).

a) $N^n = constant$ și $e_0 = variabil$. Poziția axei neutre se determină din ecuația de proiecții după axa elementului (ecuație de gradul întîi în y):

$$\pm N^n = m\,(N'_b + N'_{bp} + N'_a - N_b - N_{bp} - N_a) \tag{16}$$

In formula de mai sus, precum și în toate formulele ce se vor scrie mai departe, acolo unde apare semn dublu, semnul de deasupra corespunde compresiunii excentrice, iar semnul de dedesubt întinderii excentrice.

Calculul secțiunii se face cu formula care rezultă din ecuația de momente în raport cu rezultanta N_a:

$$M^n_e = M^n \pm N^n\,(0{,}5h - a) \leqq m\left\{\left(h_0 - \frac{y}{3}\right) N'_b + (h_0 - 0{,}5h'_p)\,N'_{bp} + \right.$$

$$\left. + (h_0 - a')\,N'_a - [0{,}5\,(h-y) - a]\,N_b - (0{,}5h_p - a)\,N_{bp}\right\} = mM^n_i \tag{17}$$

Verificarea secțiunii se poate face cu formula (17) sub forma:

$$M^n \leqq mM^n_i \mp N^n\,(0{,}5h - a) \tag{17 a}$$

Dacă se folosește noțiunea de moment încovoietor echivalent (M^n_e) cunoscută de mult timp în literatura tehnică, secțiunea solicitată excentric poate fi adusă la o secțiune încovoiată echivalentă; în acest caz ecuația (16) poate fi scrisă:

$$N'_b + N'_{bp} + N'_a - N_b - N_{bp} - N_e = 0 \tag{16 a}$$

cu

$$N_e = N_a \pm \frac{N^n}{m}, \tag{18}$$

la care corespunde:

$$A_e = A_f \pm \frac{N^n}{m\sigma_{ff}} \tag{18 a}$$

(efortul unitar σ_{ff} este dat de formula 7 c).

Ecuația (16 a) se transformă în:

$$\eta = \frac{y}{h} = \frac{[1 + \alpha'_1\delta'_1 + \gamma_1 + \gamma'_1\delta'_{p1}] + [\alpha_{1e}\,(1 - \delta_1)]}{[2 + \alpha'_1 + \gamma_1 + \gamma'_1] + [\alpha_{1e}]} \tag{19}$$

cu

$$\alpha_{1e} = 2n\frac{A_e}{bh} = 2n\mu_{1e} = \frac{2n}{bh}\left(A_f \pm \frac{N^n}{m\sigma_{ff}}\right). \tag{20}$$

In cazul întinderii excentrice mărimile A_e şi α_{1e} (respectiv μ_{1e}), date de formulele (18 a) şi (20), pot avea valori negative.

Valoarea lui η se poate determina din formula (19) prin aproximaţii succesive, luînd în prima aproximaţie $\sigma_{ff}=2nR_t$ şi recalculînd apoi pe σ_{ff} cu formula (7c). Practic, determinarea lui y se poate face uneori direct din ecuaţia (16).

Elementele solicitate excentric cu secţiunea dreptunghiulară, simplu armate, se calculează cu formulele care rezultă din (19), (17) şi (17a):

$$\eta=\frac{y}{h}=\frac{1+\alpha_{1e}(1-\delta_1)}{2+\alpha_{1e}} \tag{21}$$

şi

$$M_e^n=M^n\pm N^n(0{,}5h-a)\leqq m\left\{\left(h_0-\frac{y}{3}\right)N_b'-[0{,}5\,(h-y)-a]\,N_b\right\} \tag{22}$$

sau

$$M^n\leqq mB_f\,bh^2R_t\mp N^n\,(0{,}5\,h-a) \tag{22 a}$$

în care B_f este dat de formula (13).

Pentru uşurarea calculului s-a întocmit tabela 4 cu $a=0{,}10\,h$ (asemenea tabele se pot întocmi şi pentru $a=0{,}05h$ şi $a=0{,}15\,h$).

Determinarea coeficienţilor η ş B_f din tabela 4 se face prin aproximaţii succesive. Se calculează:

$$A_e=A_f\pm\frac{N^n}{m\,(2nR_t)}\quad\text{şi}\quad\mu_{1e}{}^0/_0=\frac{100\,A_e}{bh},$$

se scoate din tabelă $\eta=\frac{y}{h}$, se calculează y, apoi σ_{ff} cu formula (7 c) şi A_e cu formula (18 a), după care se determină din nou $\mu_{1e}{}^0/_0$, η şi y. Se refac încă odată aceleaşi operaţiuni şi la aceasta a treia încercare se obţine valoarea practic exactă a lui $\mu_{1e}{}^0/_0$, pentru care se scoate din tabelă valoarea coeficientului B_f.

Tabela 4 poate fi folosită şi în cazul secţiunilor dreptunghiulare dublu armate, utilizînd formula:

$$M^n\leqq m\,[B_fbh^2R_t+(h_0-a')\,N_a']\mp N^n\,(0{,}5h-a) \tag{23}$$

în care N_a' se determină cu formula (8 e).

Se calculează aproximativ:

$$A_e=(A_f-A_f')\pm\frac{N^n}{m\,(2nR_t)}\quad\text{şi}\quad\mu_{1e}{}^0/_0=\frac{100\,A_e}{bh},$$

se scoate din tabelă η şi se calculează $y=\eta h$, apoi σ_{ff} şi σ_{ff}' cu formulele (7 c) şi (7 d), după care:

$$A_e=\left(A_f-A_f'\frac{\sigma_{ff}'}{\sigma_{ff}}\right)\pm\frac{N^n}{m\sigma_{ff}}$$

şi apoi din nou $\mu_{1e}{}^0/_0$, η şi y; se fac încă odată aceleaşi operaţiuni şi la a treia încercare se obţin valorile practic exacte ale mărimilor $\mu_{1e}{}^0/_0$, η, y şi B_f.

Tabela 4

Calculul la apariția fisurilor al elementelor comprimate și întinse excentric cu secțiune dreptunghiulară, simplu armate

$M^n \pm N^n (0{,}5h - a) \leq mB_f bh^2 R_t$; $\mu_{1e}\,\% = \dfrac{100 A_e}{bh}$ | $a = 0{,}10\,h$

Mărimi: M^n în kgcm; N^n în kg; R_t în kg/cm²; A_e în cm²; b, h în cm.

μ_{1e} %	Marca betonului								μ_{1e} %
	100		150		200		300		
	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	$\eta = \frac{y}{h}$	B_f	
— 7,14	—	—	—	—	—	—	0,000	−0,400	— 7,14
— 7,00	—	—	—	—	—	—	0,022	−0,380	— 7,00
— 6,00	—	—	—	—	—	—	0,169	−0,234	— 6,00
— 5,29	—	—	—	—	0,000	−0,400	—	—	— 5,29
— 5,00	—	—	—	—	0,058	−0,346	0,245	−0,144	— 5,00
— 4,37	—	—	0,000	−0,400	—	—	—	—	— 4,37
— 4,00	—	—	0,085	−0,320	0,210	−0,186	0,319	−0,045	— 4,00
— 3,50	—	—	0,179	−0,222	0,268	−0,126	0,350	+0,002	— 3,50
— 3,17	0,000	−0,400	—	—	—	—	—	—	— 3,17
— 3,00	0,058	−0,346	0,253	−0,134	0,316	−0,049	0,378	+0,047	— 3,00
— 2,50	0,189	−0,211	0,313	−0,053	0,358	+0,009	0,403	+0,091	— 2,50
— 2,00	0,285	−0,093	0,363	+0,023	0,394	+0,073	0,426	+0,133	— 2,00
— 1,50	0,358	+0,013	0,406	+0,095	0,425	+0,130	0,447	+0,174	— 1,50
— 1,00	0,415	+0,112	0,442	+0,163	0,453	+0,186	0,466	+0,214	— 1,00
— 0,50	0,462	+0,204	0,473	+0,239	0,478	+0,240	0,484	+0,253	— 0,50
0,00	0,500	+0,292	0,500	+0,292	0,500	+0,292	0,500	+0,292	0,00
+ 0,50	0,532	+0,375	0,524	+0,353	0,520	+0,342	0,515	+0,329	+ 0,50
+ 1,00	0,560	+0,457	0,541	+0,400	0,538	+0,391	0,529	+0,366	+ 1,00
+ 1,50	0,583	+0,531	0,564	+0,468	0,554	+0,439	0,542	+0,402	+ 1,50
+ 2,00	0,604	+0,604	0,581	+0,524	0,569	+0,485	0,554	+0,437	+ 2,00
+ 2,50	0,622	+0,674	0,597	+0,577	0,583	+0,530	0,565	+0,472	+ 2,50
+ 3,00	0,638	+0,742	0,611	+0,630	0,596	+0,575	0,576	+0,506	+ 3,00
+ 3,50	0,652	+0,808	0,622	+0,680	0,607	+0,618	0,586	+0,539	+ 3,50
+ 4,00	0,665	+0,871	0,635	+0,730	0,618	+0,660	0,595	+0,572	+ 4,00
+ 4,50	0,676	+0,933	0,646	+0,778	0,628	+0,702	0,604	+0,604	+ 4,50
+ 5,00	0,687	+0,992	0,657	+0,825	0,638	+0,742	0,612	+0,635	+ 5,00
+ 5,50	0,696	+1,050	0,665	+0,871	0,646	+0,781	0,620	+0,667	+ 5,50
+ 6,00	0,705	+1,106	0,673	+0,916	0,655	+0,820	0,627	+0,697	+ 6,00
+ 6,50	0,713	+1,160	0,681	+0,960	0,662	+0,858	0,634	+0,727	+ 6,50
+ 7,00	0 720	+1,212	0,688	+1,003	0,669	+0,896	0,641	+0,757	+ 7,00
+ 7,50	0,727	+1,263	0,695	+1,044	0,676	+0,933	0,647	+0,786	+ 7,50
+ 8,00	0,713	+1,313	0,702	+1,085	0,683	+0,969	0,653	+0,815	+ 8,00
+ 8,50	0,739	+1,361	0,708	+1,125	0,689	+1,004	0,659	+0,844	+ 8,50
+ 9,00	0,745	+1,408	0,714	+1,165	0,694	+1,038	0,665	+0,871	+ 9,00
+ 9,50	0,750	+1,454	0,719	+1,203	0,700	+1,075	0,670	+0,899	+ 9,50
+10,00	0,755	+1,449	0,724	+1,240	0,705	+1,106	0,675	+0,926	+10,00
+11,00	0,763	+1,584	0,733	+1 313	0,713	+1,170	0,684	+0,979	+11,00
+12,00	0,771	+1,635	0,742	+1,383	0,723	+1,233	0,693	+1,031	+12,00
+13,00	0,778	+1,743	0,749	+1,450	0,731	+1,293	0,701	+1,050	+13,00
+14,00	0,784	+1 816	0,756	+1,514	0,738	+1,352	0,708	+1,130	+14,00
+15,00	0,790	+1 887	0,762	+1,576	0,745	+1,408	0,715	+1,178	+15,00
+20,00	0,848	+2,198	0,787	+1,855	0,771	+1,665	0,744	+1,398	+20,00
+25,00	—	—	0,804	+2,090	0,790	+1,887	0,764	+1,594	+25,00
+30,00	—	—	0,817	+2,290	0,804	+2,079	0,780	+1,768	+30,00
+35.00	—	—	—	—	0,814	+2,248	0,793	+1,925	+35,00
+40,00	—	—	—	—	0,823	+2,398	0,803	+2,066	+40,00
+45,00	—	—	—	—	—	—	0,811	+2,194	+45,00
+50,00	—	—	—	—	—	—	0,818	+2,311	+50,00

b) $e_0 = constant$ şi $N^n = variabil$. Poziţia axei neutre se determină din ecuaţia de momente în raport cu punctul de aplicaţie al forţei excentrice N^n (ecuaţia de gradul trei în y):

$$e'_b N'_b + e'_p N'_{bp} + e' N'_a - e_b N_b - e_p N_{bp} - e N_a = 0 \tag{24}$$

cu

$$\left.\begin{aligned} e &= e_0 \pm 0{,}5h \mp a; & e' &= e_0 \mp 0{,}5h \pm a'; \\ e_b &= e_0 \pm 0{,}5y; & e'_b &= e_0 \mp 0{,}5h \pm \frac{y}{3}; \\ e_p &= e_0 \pm 0{,}5h \mp 0{,}5h_p; & e'_p &= e_0 \mp 0{,}5h \pm 0{,}5h'_p; \end{aligned}\right\} \tag{25}$$

Cînd forţa de întindere N^n se găseşte între centrele de greutate ale armăturilor A_f şi A'_f, excentricitatea e rezultă negativă.

Calculul secţiunii se face cu formula (17), în care momentul încovoietor echivalent se scrie sub forma:

$$M_e^n = N^n [e_0 \pm (0{,}5h - a)] = eN^n \tag{17b}$$

Verificarea secţiunii se poate face cu formula (17) sub forma (ţinînd seama şi de 17b):

$$N^n \leq \frac{mM_i^n}{e}. \tag{17c}$$

In cazul secţiunilor dreptunghiulare simplu şi dublu armate, formulele (24) şi (17) se simplifică în consecinţă.

2. **Diagrama eforturilor unitare are un singur semn.** La excentricităţi foarte mici ale forţei normale N^n, axa neutră, în stadiul *Ia*, se găseşte în afara secţiunii şi întreaga secţiune este comprimată pentru $N^n > 0$ şi întinsă pentru $N^n < 0$. Se va determina mărimea excentricităţii e_0 de la care axa neutră iese din secţiune pentru secţiunea dreptunghiulară dublu armată, putîndu-se trage de aici concluzii şi pentru alte forme de secţiuni.

a) *Compresiune excentrică.* Valoarea excentricităţii e_0 corespunzătoare

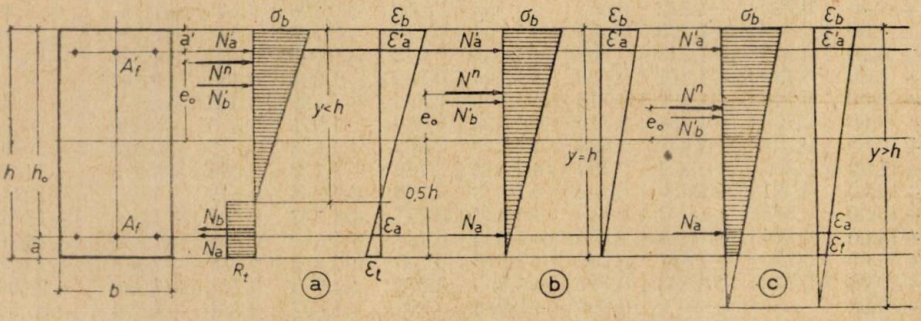


Fig. 2. Compresiune excentrică cu mică excentricitate

limitei dintre diagrama cu două semne (fig. 2a) şi cea cu un singur semn (fig. 2c) se obţine pentru $y = h$ (fig. 2b), putîndu-se scrie:

$$\varepsilon_t = 0; \quad \varepsilon_a \cong 0; \quad \varepsilon'_a = \varepsilon_b \frac{h - a'}{h} = \varepsilon_b (1 - \delta'_1)$$

și

$$N_b = 0; \quad N_a \cong 0; \quad N'_b = 0{,}5\varepsilon_b E_b bh; \quad N'_a = n\varepsilon_b E_b \mu'_1 (1 - \delta'_1)\, bh.$$

Scriind ecuația de momente în raport cu punctul de aplicație al forței excentrice N^n și rezolvînd în raport cu e_0, se obține condiția ca axa neutră să cadă în afara secțiunii ($y \geq h$), cînd calculul la apariția fisurilor nu mai este necesar:

$$e_0 \leq \frac{\frac{1}{6} + 2n\mu'_1 (1 - \delta'_1)(0{,}5 - \delta'_1)}{1 + 2n\mu'_1 (1 - \delta'_1)} h = (0{,}17 - 0{,}24)\, h. \tag{26}$$

Practic se poate considera că chiar dacă axa neutră intră în secțiune și rezultă o mică zonă întinsă, calculul la apariția fisurilor nu este necesar atît timp cît $y \geq 0{,}9h$, căci ruperea zonei comprimate se produce mai înainte decît apariția fisurilor în zona întinsă.

b) *Intindere excentrică.* In acest caz valoarea excentricității e_0 care corespunde limitei dintre diagrama cu două semne (fig. 3*a*) și cea cu un singur semn (fig. 3*c*) se determină pentru $y = 0$ (fig. 3*b*) și se poate scrie:

$$\varepsilon_b = 0; \quad \varepsilon'_a \cong 0; \quad \varepsilon_a = \varepsilon_t (1 - \delta_1)$$

și

$$N'_b = 0; \quad N'_a \cong 0; \quad N_b = bhR_t; \quad N_a = \varepsilon_t E_a A_f (1 - \delta_1).$$

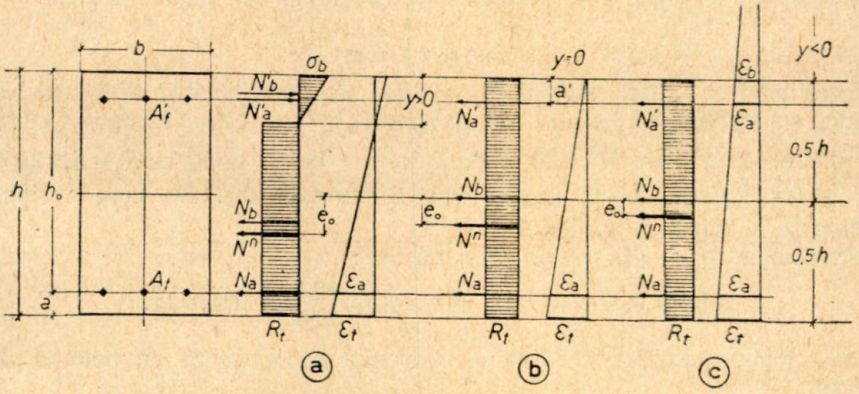


Fig. 3. Intindere excentrică cu mică excentricitate

Scriind aceeași ecuație ca la compresiune excentrică și rezolvînd-o în raport cu e_0, se obține condiția ca axa neutră să cadă în afara secțiunii ($y \leq 0$) și diagrama eforturilor unitare să aibă un singur semn:

$$e_0 \leq \frac{\alpha_1 (1 - \delta_1)(0{,}5 - \delta_1)}{1 + \alpha_1 (1 - \delta_1)} h. \tag{27}$$

Condiţia (27) corespunde, pentru procente uzuale de armare, la $e_0 \leq 0{,}05h$ şi numai la procente foarte mari de armare poate ajunge la $e_0 \leq 0{,}10h$. Rezultă că atunci cînd forţa de întindere N^n se găseşte între armături, aproape totdeauna diagrama eforturilor unitare are două semne (fig. 3*a*) şi numai la excentricităţi foarte mici diagrama are un singur semn (fig. 3*c*). Unii autori [5] afirmă greşit că în stadiul *Ia* de încovoiere axa neutră cade în afara secţiunii dacă forţa N^n se află între armături, lucru ce nu este adevărat decît pentru stadiile *II*, *IIa* şi *III* de încovoiere.

In condiţiile fig. 3*c*, verificarea la apariţia fisurilor se poate face admiţînd valorile aproximative:

$$\varepsilon_a \cong \varepsilon_t \quad \text{şi} \quad \varepsilon'_a \cong \varepsilon_t$$

cu care:

$$N_b = bhR_t; \quad N_a \cong 2nR_tA_f; \quad N'_a \cong 2nR_tA'_f$$

şi scriind ecuaţia de moment în raport cu muchia mai puţin întinsă a secţiunii:

$$N^n(e_0 + 0{,}5h) \leq mR_t[0{,}5bh^2 + 2n(h_0A_f + a'A'_f)] \tag{28}$$

La excentricităţi mici ale forţei de întindere ($e_0 \leq 0{,}05h$) se armează obişnuit simetric, ca la întindere centrică ($A_f = A'_f$ şi $a = a'$), In aceste condiţii, dacă în formula (28) se consideră $e_0 \cong 0$, se regăseşte formula stabilită pentru elementele întinse centric:

$$N^n \leq mR_t[bh + 2n(A_f + A'_f)] \tag{3a}$$

Rezultatele obţinute cu formulele (28) şi (3a) diferă puţin între ele.

E. EXEMPLE DE CALCUL

Exemplul 1. Un element cu secţiune dreptunghiulară, armat dublu şi simetric, cu $b = 100$ cm, $h = 20$ cm şi $A_f = 18{,}10$ cm^2 ($16 \varnothing 12$ mm), este supus la întindere centrică cu $N^n = 28$ t. Se foloseşte beton B200 cu $R_t = 6{,}4$ kg/cm^2, $E_b = 200000$ kg/cm^2 (tabela 1) şi $n = 10{,}5$ (formula 2b). Se cere verificarea elementului la apariţia fisurilor.

Aplicînd formula (3), cu $m = 1{,}9$, rezultă:

$$28000 < 1{,}9 \cdot 6{,}4 \cdot 2000\left(1 + 2 \cdot 10{,}5\frac{18{,}1}{2000}\right) = 28950 \text{ kg}.$$

Sub acţiunea sarcinilor normate elementul funcţionează cu betonul întins nefisurat.

Exemplul 2. Un element cu secţiune dreptunghiulară simplu armat, avînd $b = 20$ cm, $h = 40$ cm, $a = 4$ cm şi $A_f = 10{,}18$ cm^2 ($4 \varnothing 18$ mm), este supus la încovoiere cu $M^n = 1{,}35$ tm. Se foloseşte beton B150. Se cere verificarea elementului la apariţia fisurilor.

Cu $\mu_1\% = 100 \cdot 10{,}18/20 \cdot 40 = 1{,}275\%$ se scoate $B_f = 0{,}443$ din tabela 3; apoi:

$$135000 < 1{,}9 \cdot 0{,}443 \cdot 20 \cdot 40^2 \cdot 5{,}2 = 140000 \text{ kgcm} \tag{12b}$$

Exemplul 3. Un element cu secțiune dreptunghiulară, armat dublu, cu $b=30$ cm, $h=45$ cm, $a=a'=4$ cm, $A_f=15{,}70$ cm^2 ($5\varnothing 20$ mm) și $A'_f=3{,}08$ cm^2 ($2\varnothing 14$ mm), este supus la compresiune excentrică cu $N^n=18{,}5$ t și $M^n=8{,}5$ tm ($e_0=46$ cm). Se folosește beton B200. Se cere verificarea elementului la apariția fisurilor.

Întrucît influența armăturii A'_f este neglijabilă, se va lua mai jos $A'_f=0$.

a) $N^n=18{,}5$ t $=$ *constant și* e_0 *variabil.* Se folosește tabela 4. Pentru:

$$A_e=15{,}70+\frac{18500}{1{,}9\cdot 2\cdot 10{,}5\cdot 6{,}4}=88{,}10 \text{ cm}^2 \quad \text{și} \quad \mu_{1e}{}^0/_0=\frac{100\cdot 88{,}10}{30\cdot 45}=6{,}52^0/_0$$

se găsește $\eta=0{,}662$ și $y=0{,}662\cdot 45=29{,}8$ cm; apoi:

$$\sigma_{ff}=2\cdot 10{,}5\cdot 6{,}4\,\frac{41-29{,}8}{45-29{,}8}=99 \text{ kg/cm}^2; \tag{7c}$$

$$A_e=15{,}70+\frac{18500}{1{,}9\cdot 99}=114{,}00 \text{ cm}^2 \quad \text{și} \quad \mu_{1e}{}^0/_0=8{,}45^0/_0, \tag{18a}$$

după care $\eta=0{,}688$ și $y=31$ cm.

Din nou: $\sigma_{ff}=96$ kg/cm^2, $A_e=117{,}20$ cm^2, $\mu_{1e}{}^0/_0=8{,}68^0/_0$, $\eta=0{,}691$, $y=31$ cm și în fine $B_f=1{,}016$.

Se aplică formula (22a) și rezultă:

$$850000>1{,}9\cdot 1{,}016\cdot 30\cdot 45^2\cdot 6{,}4-18500\,(0{,}5\cdot 45-4)=410000 \text{ kgcm},$$

adică elementul funcționează sub sarcinile normate cu zona întinsă a betonului fisurată.

Pentru $N^n=18{,}5$ t, momentul încovoietor admisibil din condiția de nefisurare are valoarea $M^n=4{,}1$ tm cu $e_0=22{,}2$ cm.

b) $e_0=46$ cm *constant și* $N^n=$ *variabil.* Poziția axei neutre se determină din ecuația (24):

$$y^3-135\,y^2-23000\,y+734000=0,$$

de unde $y=28{,}2$ cm; apoi:

$$N'_b=\frac{6{,}4\cdot 30\cdot 28{,}2^2}{45-28{,}2}=9080 \text{ kg} \quad \text{și} \quad N_b=6{,}4\cdot 30\,(45-28{,}2)=3230 \text{ kg}.$$

Verificarea secțiunii se face cu formula (17c):

$$18500>\frac{1{,}9\left[\left(41-\frac{28{,}2}{3}\right)9080-(0{,}5\cdot 16{,}8-4)\,3230\right]}{64{,}5}=8030 \text{ kg}$$

și rezultă că sub acțiunea sarcinilor normate elementul funcționează cu zona întinsă a betonului fisurată (cu $e=64{,}5$ cm — formula (25)).

Pentru $e_0=46$ cm, eforturile admisibile din condiția de nefisurare sînt $N^n=8{,}03$ t și $M^n=e_0N^n=3{,}69$ tm.

Exemplul 4. Elementul de la exemplul 1 (cu $A_f = A'_f = 9{,}05$ cm^2 şi $a = a' = 2{,}5$ cm) este supus la întindere excentrică cu $N^n = 15$ t şi $M^n = 0{,}75$ tm ($e_0 = 5$ cm). Se cere verificarea la apariţia fisurilor.

Cu:

$$\alpha_1 = 2 \cdot 10{,}5 \frac{9{,}05}{2000} = 0{,}095 \quad \text{şi} \quad \delta_1 = \frac{2{,}5}{20} = 0{,}125 \tag{10}$$

rezultă:

$$e_0 = \frac{0{,}095\,(1-0{,}125)\,(0{,}5-0{,}125)}{1+0{,}095\,(1-0{,}125)}\,20 \cong 0{,}6 < 5 \text{ cm} \tag{27}$$

adică axa neutră intră în secţiune (fig. 3*a*).

a) $N^n = 15$ t $= constant$ *şi* $e_0 = variabil$. Pentru determinarea lui y aplicăm direct ecuaţia (16):

$$-15000 = 1{,}9 \left[\frac{6{,}4 \cdot 100\, y^2}{20-y} + 2 \cdot 10{,}5 \cdot 6{,}4 \cdot 9{,}05 \frac{y-2{,}5}{20-y} - \right.$$

$$\left. -6{,}4 \cdot 100\,(20-y) - 2 \cdot 10{,}5 \cdot 6{,}4 \cdot 9{,}05 \frac{17{,}5-y}{20-y} \right]$$

sau

$$20132\, y - 127340 = 0 \quad \text{de unde} \quad y = 6{,}3 \text{ cm}.$$

Verificarea secţiunii se face cu formula (17a):

$$75000 < 1{,}9 \left[\left(17{,}5 - \frac{6{,}3}{3} \right) 1855 + (17{,}5 - 2{,}5)\, 337 - \left(\frac{20-6{,}3}{2} - 2{,}5 \right) 8775 \right] +$$

$$+ 15000 \left(\frac{20}{2} - 2{,}5 \right) = 103900 \text{ kgcm},$$

unde:

$$N'_b = 1855 \text{ kg}; \quad N_b = 8775 \text{ kg}; \quad N'_a = 337 \text{ kg}.$$

Rezultă că elementul nu se fisurează sub acţiunea sarcinilor normate (de exploatare).

b) $e_0 = 5$cm $= constant$ *şi* $N^n = variabil$. Poziţia axei neutre se determină din ec. (24):

$$y^3 - 59{,}8\, y^2 + 2506\, y - 11820 = 0$$

cu:

$$e = -2{,}5 \text{ cm}; \quad e' = 12{,}5 \text{ cm}; \quad e_b = 5 - 0{,}5\, y; \quad e'_b = 15 - \frac{y}{3} \tag{25}$$

Rezultă:

$$y = 5{,}3 \text{ cm}; \quad N'_b = 1223 \text{ kg}; \quad N_b = 9420 \text{ kg}; \quad N'_a = 232 \text{ kg}.$$

Verificarea secţiunii se face cu formula (17c):

$$15000 < \frac{-43700}{-2{,}5} = 17450 \text{ kg}$$

în care:

$$mM_i^n = 1{,}9 \left[\left(17{,}5 - \frac{5{,}3}{3} \right) 1223 + (17{,}5 - 2{,}5)\, 232 - \left(\frac{14{,}7}{2} - 2{,}5 \right) 9420 \right] = -43700 \text{ kgcm}.$$

Concluzia este aceeași ca și în cazul a).

Exemplul 5. Elementul de la exemplul 1 (cu $A_f = A'_f = 9{,}05$ cm² și $a = a' = 2{,}5$ cm) este supus la întindere excentrică cu $N^n = 27$ t și $M^n = 0{,}135$ tm ($e_0 = 0{,}5$ cm). Se cere verificarea elementului la apariția fisurilor.

Intrucît $e_0 = 0{,}5 < 0{,}6$ cm (formula 27), axa neutră cade în afara secțiunii (fig. 3*c*).

Verificarea secțiunii se face cu formula (28):

$$27000\,(0{,}5 + 0{,}5 \cdot 20) = 283500 < 1{,}9 \cdot 6{,}4\,[0{,}5 \cdot 100 \cdot 20^2 +$$

$$+ 2 \cdot 10{,}5\,(17{,}5 + 2{,}5)\,9{,}05] = 289500 \text{ kgcm}.$$

Elementul nu se fisurează sub acțiunea sarcinilor normate (de exploatare).

BIBLIOGRAFIE

1. Avram N. C-tin, *Betonul Armat. Proiectarea și dimensionarea secțiunilor*, (București, Editura Tehnică, 1952).
2. Avram N. C-tin, *Curs de beton armat. Partea II-a: calculul și alcătuirea elementelor de construcții*, (Timișoara, Litografia Învățămîntului, 1955).
3. Avram N. C-tin și Pescaru Ioan, Calculul la apariția fisurilor al elementelor Ide beton armat solicitate excentric, în conformitate cu STAS 1546-50 (București, ndustria construcțiilor și materialelor de construcții, 1955, nr. 6).
4. Baldin V. A. ș. a, Calculul elementelor de construcții pe baza stărilor limită. (Trad. din limba rusă, București, EMCIMC, 1954).
5. Murașev V. I., Treșcinoustoicivost jestkost i procinost jelezobetona (Moscva, Maș-stroiizdat, 1950).
6. Sahnovski K. V., Construcții de beton armat, vol. I (trad. din limba rusă, București, EMCIMC, 1953).
7. * * * Normî i Tehniceskie uslovia proiectirovania betonîh i jelezobetonîh konstruckții — N i TU 123-55 (Moscva, Gosstroiizdat, 1955).
8. * * * Instrucția po rascetu secenii elementov jelezobetonîh konstruckții — I 123-55 (Moscva, Gosstroiizdat, 1956).

LE CALCUL DES ÉLÉMENTS EN BÉTON ARMÉ À L'APPARITION DES FISSURES PAR LA MÉTHODE DES ÉTATS LIMITES.

RÉSUMÉ

Les normes soviétiques N et TU 123-55 de 1955 pour le calcul des constructions en béton armé par la méthode des états limites prévoient le calcul à l'apparition des fissures des éléments soumis á la traction centrique, au fléchissement et à la compression ou à la traction excentrique, qui se trouvent sous la pression d'un liquide ou d'un gaz, ou qui se trouvent dans un milieu agressif. Toutefois, autant les normes N et TU 123-55, ainsi que les instructions I 123-55 ne donnent des formules de calcul que pour la traction centrique.

Dans la présente étude on établit les formules et les tables de calcul à l'apparition des fissures pour lès éléments en béton armé soumis au fléchissement et à la compression ou à la traction excentrique; pour les sollicitations excentriques on étudie les deux cas possibles quand l'axe neutre coupe la section ou se trouve en dehors d'elle. Pour l'unité de l'étude on expose aussi le cas de la traction centrique.

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ НА ОБРАЗОВАНИЕ ТРЕЩИН ПО МЕТОДУ ПРЕДЕЛЬНЫХ СОСТОЯНИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Советские нормы Н и ТУ 123—55 для расчета сечений элементов железобетонных конструкций по методу предельных состояний, предусматривают расчет на образование трещин в элементах подверженных растяжению, изгибу и внутреннему растяжению или сжатию, которые находятся под давлением жидкости или льда, или находятся в агрессивной среде.

Все же ни нормы Н и ТУ, ни инструкция И 123—55 не дают расчетных формул, за исключением формулы для случая центрального растяжения.

В настоящей работе устанавливаются расчетные формулы и таблицы на образование трещин в железобетонных элементах, подверженных изгибу и внутреннему сжатию или растяжению; для внецентральных нагрузок рассматривается случай, когда нейтральная ось входит в состав сечения, равно как и случай, когда нейтральная ось находиться вне сечения.

Для единства работы излагается и случай центрального растяжения.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CALCULUL CADRELOR CU BARE CURBE CU METODA DISTRIBUIRII MOMENTELOR (CROSS)

DE

TOMA BARTA şi IOSIF GRÜNER

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara din 26, 27 şi 28 martie 1955

1. INTRODUCERE

In ultima vreme se utilizează pentru calculul cadrelor pe o scară tot mai largă, metode iterative derivate din metoda deformaţiilor. O serie întreagă de lucrări publicate în străinătate şi în ţara noastră, tratează pe larg calculul cadrelor cu bare drepte, atît în cazul momentului de inerţie constant, [2, 4, 9] cît şi în cazul mai general al momentului de inerţie variabil, după metoda distribuirii momentelor (Cross) [1, 3, 6].

Executîndu-se tot mai mult construcţii cu acoperişuri formate din suprafeţe autoportante care implică realizarea cadrelor cu rigle frînte sau curbe, se impune necesitatea generalizării metodei pentru bara de formă oarecare, respectiv particularizarea ei pentru cazurile curente în practică. Urmînd procedeul schiţat de Palotás [7] se va trata cazul general, particularizîndu-l pentru bara dreaptă, bara în arc de parabolă (tratată şi de Mazilu [5]), bara în arc de cerc, bara poligonală simetrică, etc. Deoarece bara în arc de cerc, este frecvent utilizată şi relativ puţin studiată, s-au dezvoltat relaţii simple pentru constantele ei.

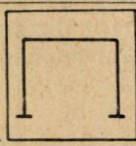
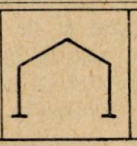
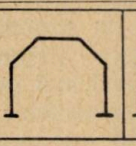
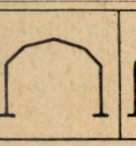
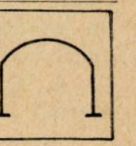
In metoda deformaţiilor, şi metodele derivate din ea, se execută calculul deobicei în două trepte, considerînd în prima treaptă sistemul cu noduri fixe, necunoscutele fiind rotirile; în treapta doua considerînd sistemul cu noduri deplasabile, necunoscutele fiind deplasările. Numărul deplasărilor este egal cu numărul legăturilor suplimentare necesare pentru a face nedeformabilă, sistemul imaginat prin introducerea articulaţiilor în toate nodurile (inclusiv reazemele). Numărul deplasărilor va creşte deci, dacă apar bare care formează un contur poligonal deschis, şi devine infinit dacă apar bare curbe. Considerînd deci un contur poligonal deschis (o bară frîntă sau la limită, o bară curbă) ca o singură bară, se va reduce numărul nodurilor şi barelor şi implicit şi numărul necunoscutelor.

Cum în mod obişnuit se neglijează deformaţiile din forţe normale, capetele unei bare drepte nu vor suferi o deplasare relativă după axa barei (distanţa între capetele barei rămîne constantă), în schimb chiar şi în această ipoteză, capetele unei bare curbe (frînte) vor suferi o astfel de deplasare. In consecinţă pentru fiecare bară curbă se va introduce o necunoscută în plus. Evident calculul acestor bare frînte sau curbe, considerate ca o singură bară, este mai dificil decît calculul unei bare drepte, dar pentru cazurile frecvent întîlnite se pot stabili formule şi tabele. Utilizarea proprietăţilor de simetrie şi antimetrie poate simplifica şi în acest caz calculele.

In metoda distribuirii momentelor (Cross) prima treaptă de calcul se rezolvă prin aproximaţii succesive (iteraţie), iar treapta doua se poate calcula ca în metoda deformaţiilor, prin rezolvarea unui sistem de ecuaţii, coeficienţii necunoscutelor (forţele de fixare) determinîndu-se prin aproximaţii succesive ca în treapta I. Se pot utiliza metodele cunoscute pentru accelerarea convergenţei calculelor. Spre ilustrarea celor enunţate mai sus, se arată pentru un caz simplu numărul necunoscutelor (ecuaţiilor) în cazul diferitelor metode.

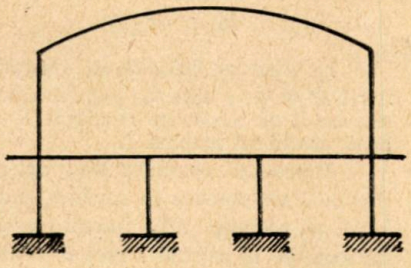
Tabela 1

Numărul necunoscutelor în diferite metode de ca'cul

Metoda					
Metoda eforturilor	3	3	3	3	3
Metoda deformaţiilor: a) fiecare bară considerată separat	3	5	7	9	∞
b) rigla considerată o singură bară	3	4	4	4	4
Metoda distribuirii momentelor a) fiecare bară considerată separat	1	2	3	4	∞
b) rigla considerată o singură bară	1	2	2	2	2

Un exemplu şi mai elocvent îl constituie o structură des întîlnită în construcţii industriale (Tabela 2).

Tabela 2



Metoda	Necunoscute
Metoda eforturilor	12
Metoda deformațiilor b) rigla considerată bară poligonală	∞
b) rigla considerată o bară	9
Metoda distribuirii momentelor a) rigla considerată bară poligonală	∞
b) rigla considerată o bară	3

2. TREAPTA I DE CALCUL

2.1. Convenția de semne

In metoda distribuirii momentelor (Cross) *convenția de semne pentru momente* se schimbă față de convenția comună, utilizată obișnuit în statica construcțiilor. Se consideră pozitiv momentul care rotește nodul în sensul acelor ceasornicului. Fig. 1 *a* reprezintă diagrama de momente desenată de partea fibrei întinse. Fig. 1 *b* arată semnele după cele două convenții.

Convenția de semne pentru reacțiuni este cea utilizată în statica construcțiilor, vezi fig. 1 *c*.

Rotirile pozitive ale nodului au același sens ca momentele pozitive în noduri.

Deplasările pozitive au același sens ca reacțiunile pozitive.

2.2. Procedeul de lucru

(Se expune pe scurt procedeul de lucru și definițiile, care se presupun cunoscute).

Ca sistem primitiv este considerat cadrul cu nodurile fixate împotriva deplasărilor și rotirilor. Capetele barelor devin perfect încastrate (articulațiile existente se mențin). Prin

încărcarea sistemului vor apare momente de încastrare în noduri. Momentele de încastrare ale tuturor barelor concurente într-un nod, evident, nu sînt în echilibru și va apare un moment de încastrare rezultant în nod $\mathcal{M}_i$. Menținînd încastrarea tuturor nodurilor, cu excepția nodului i care se eliberează, momentul rezultant va produce o rotație ϑ_i a nodului eliberat, respectiv o rotație ϑ a capetelor barelor. Pentru a restabili poziția nodului se aplică fiecărei bare un moment de echilibrare (numit și moment repartizat) M_{ik}. Acest moment repartizat se poate exprima ca o fracțiune a momentului de încastrare rezultant

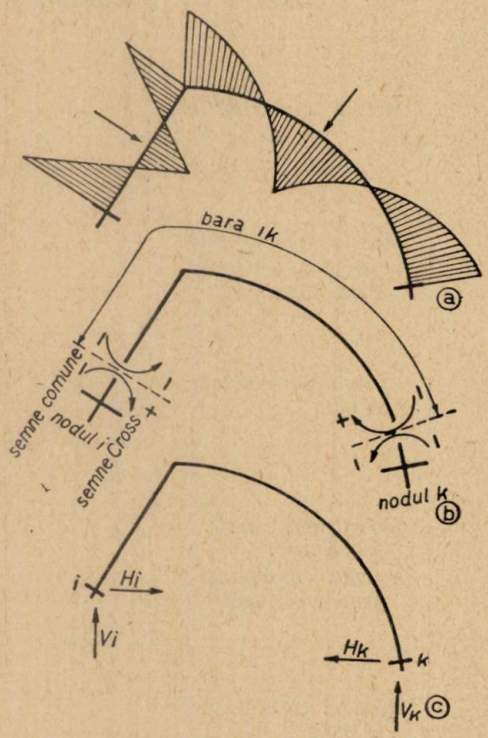


Fig. 1

$$M_{ik} = -r_{ik}\mathcal{M}_i \tag{1}$$

r_{ik} fiind *coeficientul de repartiție* al barei ik de la i spre k. Repartizînd astfel momentul de încastrare rezultant s-a realizat echilibrul nodului i.

Momentul repartizat M_{ik}, aplicat în capătul i va produce în capătul opus k al barei, un moment M^t_{ki}, numit momentul transmis de la capătul i spre k. Momentul transmis se poate calcula în funcție de momentul repartizat

$$M^t_{ki} = \gamma_{ik} M_{ik} \tag{2}$$

γ_{ik} fiind *coeficientul de transmisie* al barei ik de la i spre k.

Echilibrarea se face succesiv la toate nodurile sistemului, adăugînd momentelor de încastrare perfectă și momentele transmise de la nodurile vecine. Calculele se continuă pînă cînd o nouă echilibrare nu modifică sensibil valorile momentelor. Momentele finale se obțin prin însumarea momentelor de încastrare perfectă, a momentelor repartizate și transmise. Evident suma momentelor finale într-un nod trebuie să fie nulă (echilibrul nodului).

2.3. Constantele barei

Se definește K_{ik}=*rigiditatea* (la încovoiere) a barei $i-k$, de la i spre k, ca fiind momentul din nodul i cînd se aplică în i o rotire unitară.

$$K_{ik} = (M_{ik})_{\vartheta=1} \tag{3}$$

Se lucrează de obicei cu ρ_{ik}=*coeficientul de rigiditate* al barei $i-k$, de la i spre k, care este momentul din nodul i cînd se aplică în i o rotire $\vartheta = \frac{1}{4E}$

$$\rho_{ik} = (M_{ik})_{\vartheta=\frac{1}{4E}} \tag{4}$$

Rigiditatea este funcție de forma, dimensiunile, felul de rezemare și materialul barei

Coeficientul de repartiție r_{ik} al barei $i-k$ de la i spre k este

$$r_{ik}=\frac{K_{ik}}{\sum K_{ik}}=\frac{\rho_{ik}}{\sum \rho_{ik}} \tag{5}$$

sumele extinzîndu-se la toate barele concurente în nodul i.

Coeficientul de transmisie γ_{ik} al barei $i-k$ de la i spre k, rezultă din relația (2)

$$\gamma_{ik}=\frac{M^t_{ki}}{M_{ik}}\,. \tag{6}$$

3. TREAPTA II DE CALCUL

Ipoteza nedeplasabilității sistemului, care s-a pus în treapta întîia de calcul, s-a realizat prin introducerea unor reazime mobile imaginare care împiedică deplasările (distincte) și definesc univoc direcția reacțiunilor imaginare, numite forțe de fixare.

Pentru determinarea lor se imaginează articulații introduse în toate nodurile; și barele dublu articulate, astfel realizate, încărcate cu sarcinile exterioare și momentele în noduri din treapta I-a. Reacțiunile tuturor barelor concurente într-un nod, dau o reacțiune rezultantă în nod. Dacă forța de fixare este nulă, sistemul este nedeplasabil și nu se mai aplică treapta doua de calcul.

In realitate reazemele imaginare nu există, sistemul deformabil trebuie deci încărcat cu forțe egale și de sens contrar cu forțele de fixare (acțiuni) care se vor numi forțe de deviație (reacțiuni).

In treapta doua se calculează sistemul deplasabil încărcat cu forțele de deviație și forțele exterioare direct aplicate în noduri, care produc deplasările Δ și momentele M^{II}_{ik} corespunzătoare.

Momentele totale în noduri vor fi

$$M^{total}_{ik}=M^{I}_{ik}+M^{II}_{ik}. \tag{7}$$

Pentru determinarea deplasărilor necunoscute se poate proceda după cum urmează (vezi fig. 2).

Se dă nodului i o deplasare de mărime arbitrară Δ_i, desființînd rezemarea lui imaginară. Momentele care se produc în urma acestei deplasări se echilibrează după procedeul folosit în treapta I-a, obținîndu-se momentele în noduri $M^{\Delta_i}_{ik}$, și forțele de fixare corespunzătoare F_{0i} în toate fixările. (Primul indice arată nodul în care se produce forța de fixare, iar al doilea indice arată nodul căruia s-a dat deplasarea).

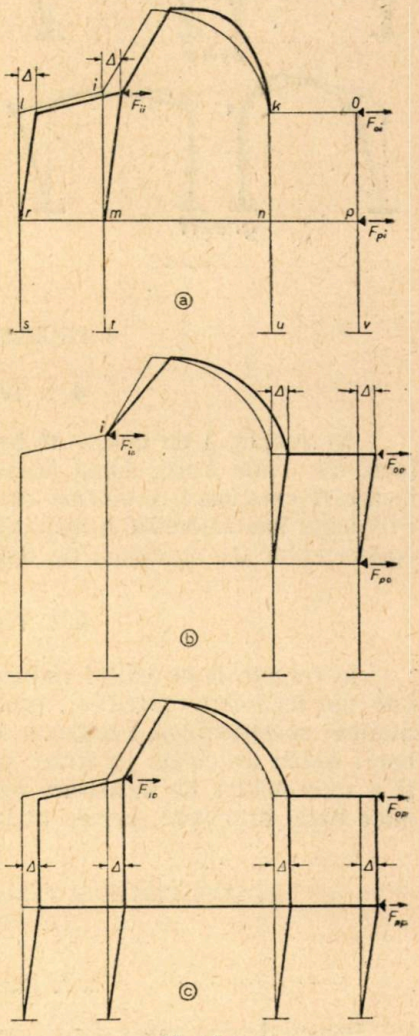


Fig. 2

Procedeul se repetă, pentru celelalte reazeme imaginare, dîndu-le *aceeași* deplasare arbitrară.

Forţele de fixare nu sînt cele reale deoarece nu provin din deplasări reale, ci din deplasările arbitrare. Pentru a obţine valoarea lor reală le înmulţim cu coeficienţii de corecţie x_i, x_0, x_p, care se obţin din condiţia ca suma forţelor de fixare în noduri să fie nulă.

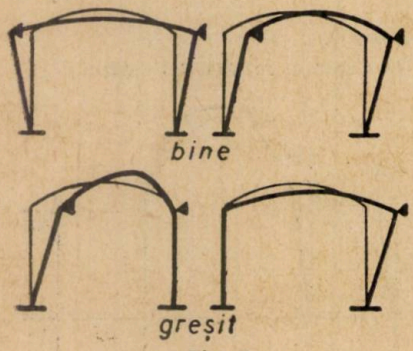


Fig. 3

$$\left.\begin{aligned} F_i + x_i F_{ii} + x_0 F_{0i} + x_0 F_{pi} &= 0 \\ F_0 + x_i F_{i0} + x_0 F_{00} + x_p F_{p0} &= 0 \\ F_p + x_i F_{ip} + x_0 F_{0p} + x_p F_{pp} &= 0. \end{aligned}\right\} \quad (8)$$

Pe baza teoremei reciprocităţii $F_{ip} = F_{pi}$ etc. Sistemul de ecuaţii (8) se referă bine înţeles la cazul din figura (2) care are numai 3 deplasări distincte, şi se poate generaliza pentru n deplasări.

Deplasările trebuie astfel date ca fiecare bară să sufere cel puţin odată o deplasare. Este recomandabil să se dea deplasările în aşa fel ca în cît mai puţine bare să apară momente de încastrare perfectă, cum reiese din fig. 3.

4. PROBLEME FUNDAMENTALE

4. 1. Treapta I de calcul.

In treapta I de calcul trebuie determinate momentele de încastrare perfectă ale barei barei dublu încastrate (respectiv articulate la un capăt) din încărcări exterioare, problemă rezolvată în tratatele de Statica construcţiilor. Problema fundamentală a metodei distribuirii momentelor fiind determinarea coeficienţilor de rigiditate, de transmisie şi de repartiţie.

4. 2. Treapta II de calcul.

In treapta II de calcul trebuie determinate reacţiunile barei dublu articulate din încărcări exterioare, problemă de asemenea rezolvată în tratatele de Statica construcţiilor. Problema fundamentală fiind determinarea reacţiunilor barei dublu articulate încărcate cu momentele în noduri din treapta I precum şi a momentelor de încastrare perfectă a barei încastrate, respetiv a reacţiunilor barei articulate, pentru cazul deplasării reazemelor.

5. CONSTANTE ŞI REACTIUNI — CAZUL GENERAL — BARA DE FORMĂ OARECARE

5. 1. Bara dublu încastrată

Pentru determinarea constantelor barei, se izolează bara i-k considerînd-o încastrată la ambele capete (fig. 4 *a*). Rezolvarea sistemului se face după metoda eforturilor.

Ca sistem primitiv se poate alege bara încastrată în k, şi liberă în i, aplicînd necunoscutele în capătul i. (fig. 4 *b*). Pentru simplificarea calculelor

se transferă necunoscutele şi originea sistemului de coordonate în centrul de greutate elastic (fig. 4*c*) definit prin coordonatele sale:

$$x_i = -\bar{x}_g = -\frac{\int_i^k \bar{x}\,\frac{ds}{EI}}{\int_i^k \frac{ds}{EI}} \qquad (9\,a)$$

$$y_i = -\bar{y}_g = -\frac{\int_i^k \bar{y}\,\frac{ds}{EI}}{\int_i^k \frac{ds}{EI}} \qquad (9\,b)$$

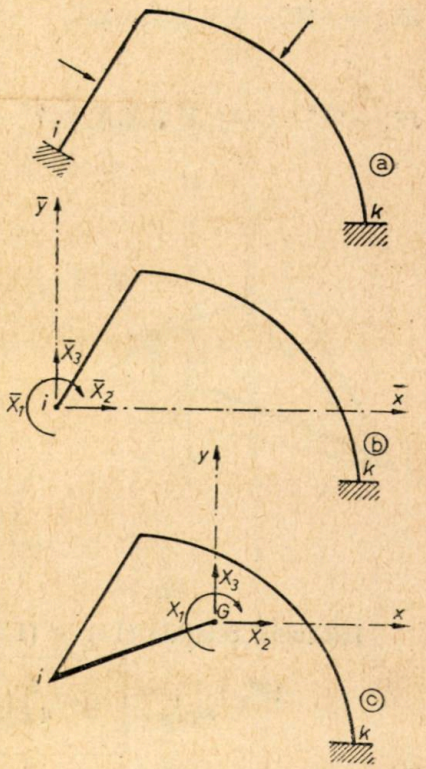


Fig. 4

Sistemul canonic de ecuaţii devine:

$$\begin{aligned} X_1\delta_{11} + \quad & +\delta_{10} = 0 \\ X_2\delta_{22} + X_3\delta_{23} + & \delta_{20} = 0 \\ X_2\delta_{32} + X_3\delta_{33} + & \delta_{30} = 0 \end{aligned}$$

cu soluţiile:

$$X_1 = -\frac{\delta_{10}}{\delta_{11}};$$

$$X_2 = \frac{\delta_{30}\delta_{23} - \delta_{20}\delta_{33}}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}};$$

$$X_3 = \frac{\delta_{20}\delta_{23} - \delta_{30}\delta_{22}}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}}$$

unde:

$$\left.\begin{aligned} \delta_{11} &= \frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\,ds \qquad \delta_{22} = \frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\,y^2\,ds \qquad \delta_{33} = \frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\,x^2\,ds \\ \delta_{23} &= \delta_{32} = -\frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\,xy\,ds \end{aligned}\right\} \qquad (10)$$

$$\delta_{10} = \frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\,\mathfrak{M}^\circ\,ds \qquad \delta_{20} = -\frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\,\mathfrak{M}^\circ\,y\,ds \qquad \delta_{30} = \frac{1}{EI_0}\int_i^k \mathfrak{M}^\circ\,x\,ds \qquad (11)$$

(S-a notat cu I_0 un moment de inerţie constant ales arbitrar, şi cu $\mathfrak{M}^\circ$ momentul de încovoiere din sistemul primitiv, static determinat).

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

Momentele de încastrare se scriu ţinînd seama de convenţia de semne enunţată în 2.1.

$$\mathfrak{M}_{ik} = -\mathfrak{M}_i^\circ - X_1 + y_i X_2 - x_i X_3 = -\mathfrak{M}_i^\circ + \frac{\delta_{10}}{\delta_{11}} + \frac{y_i(\delta_{30}\delta_{23} - \delta_{20}\delta_{33}) - x_i(\delta_{20}\delta_{23} - \delta_{30}\delta_{22})}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}^2} \tag{12a}$$

$$\mathfrak{M}_{ki} = \mathfrak{M}_k^\circ + x_1 - y_k X_2 + X_k X_3 = \mathfrak{M}_k^\circ - \frac{\delta_{10}}{\delta_{11}} - \frac{y_k(\delta_{30}\delta_{23} - \delta_{20}\delta_{33}) - x_k(\delta_{20}\delta_{23} - \delta_{30}\delta_{22})}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}^2} \tag{12b}$$

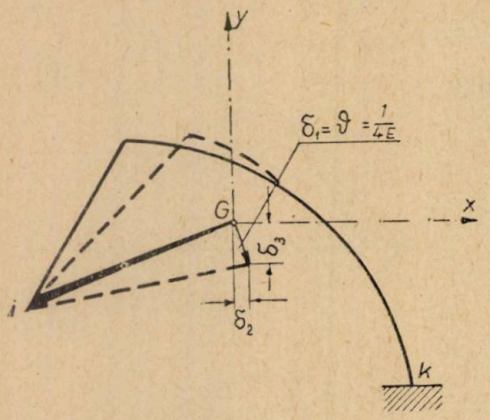


Fig. 5

5.2. Coeficientul de rigiditate

Conform ecuaţiei (4), coeficientul de rigiditate al barei *ik* de la *i* spre *k* este:

$$\rho_{ik} = (M_{ik})_{\vartheta = \frac{1}{4E}}$$

şi avem din fig. 5

$$\delta_{10} = \frac{1}{4E} \qquad \delta_{20} = -\frac{1}{4E} y_i$$

$$\delta_{30} = \frac{1}{4E} x_1$$

Inlocuind relaţiile (13) în (12) obţinem:

$$(\mathfrak{M}_{ik})_{\vartheta = \frac{1}{4E}} = \boxed{\rho_{ik} = \frac{1}{4E}\left(\frac{1}{\delta_{11}} + \frac{x_i^2\delta_{22} + y_i^2\delta_{23} + 2x_i y_i \delta_{23}}{\delta_{22}\delta_{23} - \delta_{23}^2}\right)} \tag{13}.$$

şi

$$\mathfrak{M}_{ki}^t = -\frac{1}{4E}\left(\frac{1}{\delta_{11}} + \frac{x_i x_k \delta_{22} + y_i y_k \delta_{33} + \delta_{23}(x_i y_k + x_k y_i)}{\delta_{22}\delta_{23} - \delta_{23}^2}\right.$$

Analog se obţine ρ_{ki}.

5.3. Coeficientul de transmisie

Din relaţia (6) rezultă imediat coeficientul de transmisie al barei *ik* de la *i* spre *k*

$$\gamma_{ik} = \frac{M_{ki}^t}{M_{ik}}$$

$$\boxed{\gamma_{ik} = -\frac{\dfrac{1}{\delta_{11}} + \dfrac{x_i x_k \delta_{22} + y_i y_k \delta_{33} + \delta_{23}(x_i y_k + x_k y_i)}{\delta_{22}\delta_{23} - \delta_{23}^2}}{\dfrac{1}{\delta_{11}} + \dfrac{x_i^2\delta_{22} + y_i^2\delta_{23} + 2x_i y_i \delta_{23}}{\delta_{22}\delta_{23} - \delta_{23}^2}}} \tag{14}$$

Analog se obţine γ_{ki}.

5.4. **Momentele de încastrare din deplasarea orizontală a reazemelor.**

Se obţin imediat conform fig. (6) cu

$$\delta_{20} = -\Delta H \qquad \delta_{10} = \delta_{30} = 0$$

Inlocuind în (12) rezultă:

$$\mathfrak{M}_{ik}^{\Delta H} = +\Delta H \frac{y_i\delta_{33} + x_i\delta_{23}}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}^2} \tag{15a}$$

$$\mathfrak{M}_{ki}^{\Delta H} = -\Delta H \frac{y_k\delta_{33} + x_k\delta_{23}}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}^2} \tag{15b}$$

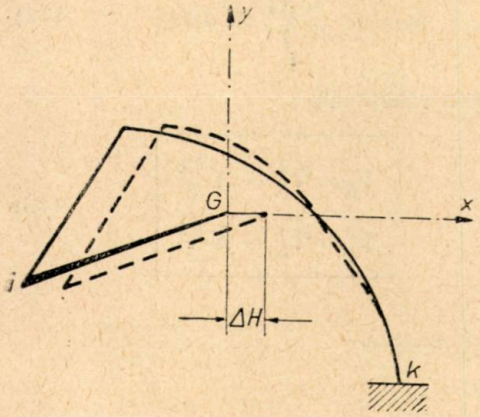


Fig. 6

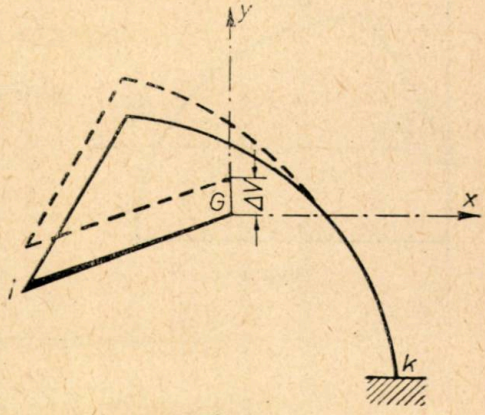


Fig. 7

5.5. **Momentele de încastrare din deplasarea verticală a reazemelor.**

Analog, conform fig. (7) cu

$$\delta_{30} = -\Delta V \qquad \delta_{10} = \delta_{20} = 0$$

rezultă din (12).

$$\mathfrak{M}_{ik}^{\Delta V} = -\Delta V \frac{y_i\delta_{23} + x_i\delta_{22}}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}^2} \tag{16a}$$

$$\mathfrak{M}_{ki}^{\Delta V} = +\Delta V \frac{y_k\delta_{23} + x_k\delta_{22}}{\delta_{22}\delta_{33} - \delta_{23}^2} \tag{16b}$$

5.6. Determinarea reacţiunilor barelor.

Se face izolînd bara $i—k$ şi considerînd-o articulată la ambele capete. Rezolvarea sistemului se face tot după metoda eforturilor. (fig. 8 a)

Ca sistem primitiv se alege o bară simplu rezemată cu reazemul liber în i, unde se fixează şi originea sistemului de coordonate (fig. 8*b*).

Necunoscuta este dată de relaţia:

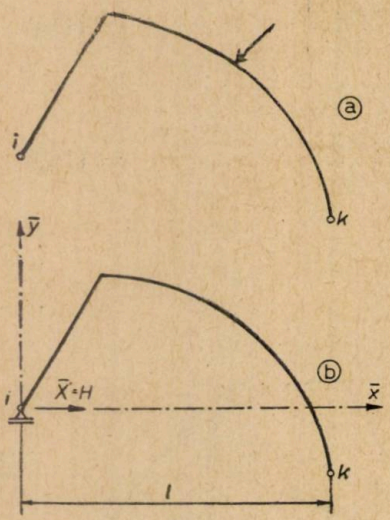


Fig. 8

$$\bar{X} = -\frac{\bar{\delta}_{10}}{\bar{\delta}_{11}}$$

unde

$$\bar{\delta}_{11} = \frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\bar{y}^2\,ds \tag{17}$$

$$\bar{\delta}_{10} = -\frac{1}{EI_0}\int_i^k \frac{I_0}{I}\overline{\mathfrak{M}}^0\bar{y}\,ds \tag{18}$$

şi obţinem reacţiunile

$$\boxed{\begin{aligned} V_{ik} &= {}^{0}\mathfrak{V}_{ik} + \bar{X}\frac{\bar{y}_k}{l} \\ V_{ki} &= {}^{0}\mathfrak{V}_{ki} - \bar{X}\frac{\bar{y}_k}{l} \end{aligned}} \tag{19}$$

şi

$$\boxed{\begin{aligned} H_{ik} &= \bar{X} = -\frac{\bar{\delta}_{10}}{\bar{\delta}_{11}} \\ H_{ki} &= \mathfrak{H}^0_{ki} + \bar{X} = \mathfrak{H}^2_{ki} - \frac{\bar{\delta}_{10}}{\bar{\delta}_{11}} \end{aligned}} \tag{20}$$

Cînd reazemele nu sînt denivelate ecuaţia (19) se simplifică în

$$V_{ik} = {}^{0}\mathfrak{V}_{ik} \qquad V_{ki} = {}^{0}\mathfrak{V}_{ki} \tag{19'}$$

(S-au notat cu ${}^{0}\mathfrak{V}$ şi $\mathfrak{H}^0$ reacţiunile sistemului primitiv static determinat).

5.7. Bare încărcate cu momente la capete

$$\boxed{V^M_{ik} = -V^M_{ki} = \frac{M^I_{ik} + M^I_{ki}}{1}} \tag{21}$$

$$\overline{\mathfrak{M}}^0 = \frac{M_{ik}^I + M_{ki}^I}{1} \bar{X} - M_{ik}^I \tag{21'}$$

H_{ik}^M respectiv H_{ki}^M rezultă din (20) ţinînd seama de (21').

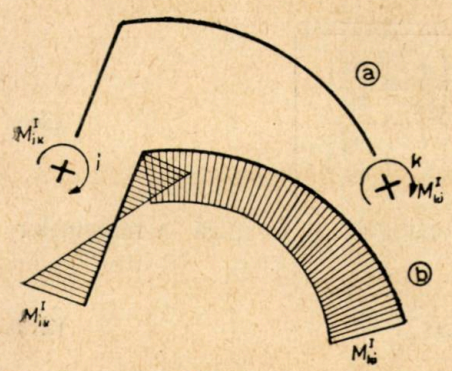


Fig. 9

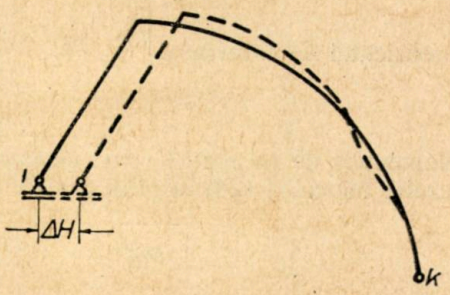


Fig. 10

5.8. Deplasarea reazemelor.

Deplasarea orizontală (fig. 10)

$$V_{ik}^{\Delta H} = -V_{ki}^{\Delta H} - \frac{\Delta H}{l} \frac{\bar{y}_k}{\bar{\delta}_{11}} \tag{22}$$

$$H_{ik}^{\Delta H} = H_{ki}^{\Delta H} = H^{\Delta} = + \frac{\Delta H}{\bar{\delta}_{11}} \tag{23}$$

In cazul deplasării verticale $\bar{\delta}_{10} = 0$ şi reacţiunile sînt nule.

Observaţie. Expresiile (13—16), date pentru constantele barelor şi momentele de încastrare din deplasări, precum şi (19—20) pentru reacţiunile barei dublu articulate au un caracter general, căci coordonatele centrului de greutate elastic şi deformaţiile δ se pot calcula ţinîndu-se seama de efectul forţelor normale şi tăietoare.

Pentru cazurile cînd integralele sînt greu de efectuat se poate lucra după metodele cunoscute grafice sau grafo-analitice.

6. CONSTANTE ŞI REACŢIUNI. CAZUL BAREI SIMETRICE.

Vom avea:

$$x_k = -x_i \quad y_k = y_i \quad \delta_{23} = 0 \tag{24}$$

Introducînd în (13 şi (14) se obţin constantele:

coeficientul de rigiditate

$$\rho_{ik}=\rho_{ki}=\frac{1}{4E}\left(\frac{x_k^2}{\delta_{33}}+\frac{1}{\delta_{11}}+\frac{y_k^2}{\delta_{22}}\right) \tag{25}$$

coeficientul de transmisie

$$\gamma_{ik}=\gamma_{ki}=\frac{\dfrac{x_k^2}{\delta_{33}}-\left(\dfrac{1}{\delta_{11}}+\dfrac{y_k^2}{\delta_{22}}\right)}{\dfrac{x_k^2}{\delta_{33}}+\left(\dfrac{1}{\delta_{11}}+\dfrac{v_k^2}{\delta_{22}}\right)} \tag{26}$$

Momentele de încastrare din deplasarea orizontală şi verticală a reazemelor rezultă înlocuind (24) în (15) şi (16)

$$M_{ik}^{\Delta H}=-M_{ki}^{\Delta H}=+\Delta H\frac{y_k}{\delta_{22}} \tag{27}$$

$$M_{ik}^{\Delta V}=M_{ki}^{\Delta V}=-\Delta V\frac{x_k}{\delta_{33}} \tag{28}$$

Pentru reacţiunile barei dublu articulate se menţin expresiile (17—23).

7. BARA DREAPTĂ CU MOMENT DE INERŢIE CONSTANT

(încastrată la ambele capete) (fig. 11).

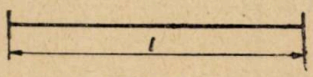


Fig. 11

Cu $-x_i=x_k=\frac{1}{2}$ şi $y_i=y_k=0$ înlocuind în (10) se obţine:

$$\delta_{11}=\frac{1}{EI}\int_{-\frac{l}{2}}^{+\frac{l}{2}}dx=\frac{l}{EI}\quad \delta_{22}=\delta_{23}=0\quad \delta_{23}=\frac{1}{EI}\int_{+\frac{l}{2}}^{+\frac{l}{2}}x^2dx=\frac{l^3}{12\,EI}.$$

Prin înlocuire în (25) — (28), respectiv (21) rezultă

$$\begin{aligned}
&\rho_{ik}=\rho_{ki}=\frac{I}{l}\\
&\gamma_{ik}=\gamma_{ki}=\frac{1}{2}\\
&M_{ik}^{\Delta V}=M_{ki}^{\Delta V}=+\frac{6\,EI}{l^2}\Delta V\\
&V_{ik}^{M}=-V_{ki}^{M}=\frac{M_{ik}^{I}+M_{ki}^{I}}{l}
\end{aligned} \tag{29}$$

Pentru *bara dreaptă cu moment de inerție variabil* este mai avantajoasă alegerea grinzii simplu rezemate ca sistem primitiv, cazul fiind tratat pe larg în literatură, dîndu-se și tabele de calcul [1, 3, 6].

8. BARA IN ARC DE PARABOLĂ CU MOMENTUL DE INERȚIE VARIABIL DUPĂ RELAȚIA $I_x = \frac{I_0}{\cos\varphi}$.

Ecuația parabolei în sistemul $\bar{x}\,O\,\bar{y}$: $\bar{y} = 4f\left[\frac{\bar{x}}{l} - \left(\frac{\bar{x}}{l}\right)^2\right]$

Știind că $ds = \frac{d\bar{x}}{\cos\varphi} = \frac{dx}{\cos\varphi}$ și ținînd seama de (24) coordonatele centrului de greutate elastic se obțin din (9)

$$x_k = -x_i = \frac{l}{2} \qquad y_x = y_i = -\frac{\int_0^l \frac{4f}{l}\left(\bar{x} - \frac{\bar{x}^2}{l}\right) d\bar{x}}{\int_0^l d\bar{x}} = -\frac{2}{3} f$$

Cu aceste valori rezultă din (10)

$$\delta_{11} = \frac{2}{EI_0}\int_0^{\frac{l}{2}} dx = \frac{l}{EI_0} \qquad \delta_{22} = \frac{2}{EI_0}\int_0^{\frac{l}{2}} \frac{f^2}{9l^4}(l^2 - 12x^2)^2 dx = \frac{4}{45}\frac{f^2 l}{EI_0}$$

$$\delta_{33} = \frac{2}{EI_0}\int_0^{\frac{l}{2}} x^2 dx = \frac{l^2}{12\,EI_0}$$

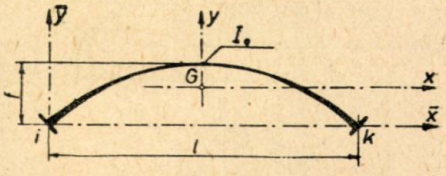


Fig. 12

Inlocuind în (25—28) obținem:

$$\boxed{\rho_{ik} = \rho_{ki} = \frac{9}{4}\frac{I_0}{l}} \qquad (30)$$

$$\boxed{\gamma_{ik} = \gamma_{ki} = -\frac{1}{3}} \qquad (31)$$

$$\boxed{M_{ik}^{\Delta H} = +M_{ki}^{\Delta H} = -\frac{15}{2}\frac{EI_0}{fl}\Delta H} \qquad (32)$$

$$\boxed{M_{ik}^{\Delta V} = M_k^{\Delta V} = +6\frac{EI_0}{l^2}\Delta V} \qquad (33)$$

Pentru calculul împingerii arcului dublu articulat avem din (17)

$$\overline{\delta_{11}} = \frac{1}{EI_0}\int_0^l 16f^2\left(\frac{\bar{x}}{l} - \frac{\bar{x}^2}{l^2}\right)d\bar{x} = \frac{8f^2 l}{15EI_0}$$

Pentru arcul încărcat cu momente la capete avem după (18) şi (21′)

$$\overline{\delta_{10}^M} = -\frac{4f}{EI_0}\int_0^l \left(\frac{M_{ik}+M_{ki}}{l}\bar{x} - M_{ik}\right)\left(\frac{\bar{x}}{l} - \frac{\bar{x}^2}{l^2}\right)d\bar{x} = \frac{fl}{3EI_0}(M_{ik} - M_{ki})$$

Inlocuind în (20—22) obţinem

$$\boxed{H^M = -\frac{5}{8f}(M_{ik} - M_{ki})} \quad (34) \qquad \boxed{V_{ik}^M = -V_{ki}^M = \frac{M_{ik}+M_{ki}}{l}} \quad (34')$$

$$\boxed{H^{\Delta H} = +\frac{15}{8}\frac{EI_0}{f^2 l}\Delta H} \quad (35) \qquad \boxed{V_{ik}^{\Delta H} = V_{ki}^{\Delta H} = 0} \quad (35')$$

9. BARA IN ARC DE CERC CU MOMENT DE INERŢIE CONSTANT

Avem: $ds = Rd\varphi \quad \bar{y} = R(\cos\varphi - \cos\varphi_0) \qquad f = R(1 - \cos\varphi_0)$

$$R = \frac{l}{2\sin\varphi_0}\bar{x} = R(\sin\varphi + \sin\varphi_0) \qquad l = 2R\sin\varphi_0.$$

Ţinînd seama de (24), coordonatele centrului de greutate elastic se obţin din (9).

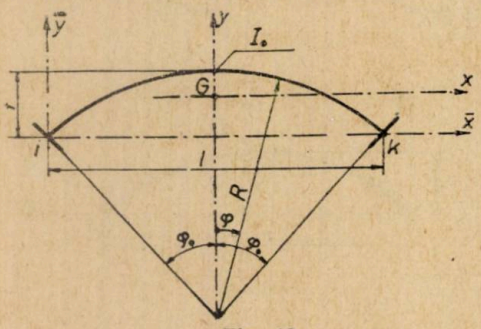


Fig. 13

$$x_k = -x_i = \frac{l}{2} = R\sin\varphi_0 \qquad y_k = y_i =$$

$$= -R\frac{\int_0^{+\varphi_0}(\cos\varphi - \cos\varphi_0)\,d\varphi}{\int_0^{\varphi_0} d\varphi} =$$

$$= -R\left(\frac{\sin\varphi_0}{\varphi_0} - \cos\varphi_0\right).$$

Coordonatele în sistemul xGy sînt:

$$x = R\sin\varphi \qquad y = R\left(\cos\varphi - \frac{\sin\varphi^0}{\varphi_0}\right).$$

Cu aceste valori rezultă din (10)

$$\delta_{11} = \frac{2R}{EI}\int_0^{\varphi_0} d\varphi = \frac{R}{EI}2\varphi_0.$$

$$\delta_{22}=\frac{2R^3}{EI}\int_0^{\varphi_0}\left(\cos^2\varphi-2\frac{\sin\varphi_0}{\varphi_0}\cos\varphi+\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0}\right)d\varphi=\frac{R^3}{EI}\left(\varphi_0+\frac{1}{2}\sin 2\varphi_0-2\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0}\right)$$

$$\delta_{33}=\frac{2R^3}{EI}\int_0^{\varphi_0}\sin^2\varphi\,d\varphi=\frac{R^3}{EI}\left(\varphi_0-\frac{1}{2}\sin 2\varphi_0\right).$$

înlocuind în (25) şi (26) obţinem:

$$\rho=\frac{I}{4K}\left[\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0-\frac{1}{2}\sin^2\varphi_0}+\frac{1}{2\varphi_0}+\frac{\left(\frac{\sin\varphi_0}{\varphi_0}-\cos\varphi_0\right)^2}{\varphi_0+\frac{1}{2}\sin 2\varphi_0-2\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0}}\right]$$

$$\gamma=\frac{\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0-\frac{1}{2}\sin^2\varphi_0}-\frac{1}{2\varphi_0}-\frac{\left(\frac{\sin\varphi_0}{\varphi_0}-\cos\varphi_0\right)^2}{\varphi_0+\frac{1}{2}\sin 2\varphi_0-2\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0}}}{\frac{\sin^2\varphi_0}{\varphi_0-\frac{1}{2}\sin^2\varphi_0}+\frac{1}{2\varphi_0}+\frac{\left(\frac{\sin\varphi_0}{\varphi_0}-\cos\varphi_0\right)^2}{\varphi_0+\frac{1}{2}\sin 2\varphi_0-2\frac{\sin 2\varphi_0}{\varphi_0}}}.$$

Se vede că expresiile obţinute sînt prea complicate pentru un calcul practic. Ar urma deci să se calculeze numeric deplasările δ_{11}, δ_{22} şi δ_{33} coordonatele x_k, y_k înlocuindu-le în relaţiile pentru constante şi reacţiuni, şi să se întocmească eventual tabele. Calculul unor astfel de tabele este foarte dificil deoarece este foarte sensibil la erori, neputîndu-se obţine o precizie prea mare, chiar dacă se lucrează cu valorile funcţiunilor trigonometrice cu mai multe zecimale. Deoarece nici procedeele de calcul pentru arce de cerc, prezentate în lucrări mai recente nu ne-au părut prea practice, am adoptat procedeul ce urmează:

Elementele ce intervin în calcule se vor dezvolta în serii de puteri, încît apare ca variabilă numai arcul φ_0. Avem:

$$x_k=-x_i=R\varphi_0\sum\frac{(-\varphi_0^2)^{n-1}}{(2n-1)!}\qquad y_k=y_i=-\frac{R\varphi_0^2}{3}\sum\frac{nx3!\,(-\varphi_0^2)^{n-1}}{(2n+1)!},$$

$$\delta_{11}=\frac{R}{EI}2\varphi_0,$$

$$\delta_{22}=\frac{2R^3\varphi_0^5}{45EI}\sum\frac{nx6!\,(-4\varphi_0^2)^{n-1}}{(2n+4)!},$$

$$\delta_{33}=\frac{2R^3\varphi_0^3}{3EI}\sum\frac{3!\,(-4\varphi_0^2)^{n-1}}{(2n+1)!}.$$

Pentru calculul împingerii arcului dublu articulat avem din (17)

$$\overline{\delta_{11}} = \frac{2R^3}{EI}\int_0^{\varphi_0} (\cos^2\varphi - 2\cos\varphi_0\cos\varphi + \cos^2\varphi_0)\, d\varphi =$$

$$= \frac{R^3}{EI}(\varphi_0 - 3\sin\varphi_0\cos\varphi_0 + 2\varphi_0\cos^2\varphi_0) =$$

$$= \frac{4R^3\varphi_0^5}{15EI}\sum \frac{nx5!\,(4\varphi_0^2)^{n-1}}{(3+2n)!}\,.$$

Pentru arcul încărcat cu momente la capete avem după (18) şi (21')

$$\overline{\delta_{i0}^M} = -\frac{R^3}{EI}\int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0}\left[(M_{ik}^I + M_{ki}^I)\frac{\sin\varphi_0 + \sin\varphi}{2\sin\varphi_0} - M_{ik}\right](\cos\varphi - \cos\varphi_0)\, d\varphi =$$

$$= \frac{R^2\varphi_0\,(M_{ik}^I - M_{ki}^I)}{EI}\left(\frac{\sin\varphi_0}{\varphi_0} - \cos\varphi_0\right) =$$

$$= \frac{R^2\varphi_0^3}{3EI}(M_{ik}^I - M_{ki}^I)\sum \frac{nx3!\,(-\varphi_0^2)^{n-1}}{(1+2n)!}\,.$$

Înlocuind în (25—28) obţinem

$$\rho_{ik} = \rho_{ki} \simeq \frac{I}{R}\frac{9}{8\varphi_0}\left(1 - \frac{8}{105}\varphi_0^2 - \frac{8}{11\,025}\varphi_0^4\right) \tag{36}$$

$$\tau_{ik} = \tau_{ki} \simeq -\frac{1}{3}\left(1 + \frac{4\varphi_0^2}{35} + \frac{12}{1\,225}\varphi_0^4\right) \tag{37}$$

$$M_{ik}^{\Delta H} = -M_{ki}^{\Delta H} \simeq \frac{EI}{R^2}\Delta H\frac{15}{2\varphi_0^3}\left(1 + \frac{3}{70}\varphi_0^2 + \frac{1}{5\,880}\varphi_0^4\right) \tag{38}$$

$$M_{ik}^{\Delta V} = M_{ki}^{\Delta V} \simeq \frac{EI}{R^2}\Delta V\frac{3}{2\varphi_0^2}\left(1 + \frac{1}{30}\varphi_0^2 - \frac{17}{4\,200}\varphi_0^4\right) \tag{39}$$

Înlocuind în (20—22) obţinem

$$H^M \cong \frac{5\,(M_{ik}^I - M_{ki}^I)}{4\varphi_0^2 R}\left(1 + \frac{19\varphi_0^2}{210} + \frac{29\varphi_0^4}{5\,880}\right) \tag{40}$$

$$V_{ik}^M = -V_{ki}^M = \frac{M_{ik}^I + M_{ki}^I}{l} \tag{40'}$$

$$H^{\Delta H} \simeq +\frac{EI}{R^3}\Delta H\frac{15}{4\varphi_0^5}\left(1 + \frac{4}{21}\varphi_0^2 + \frac{1}{49}\varphi_0^4\right) \tag{41}$$

$$V_{ik}^H = V_{ki}^H = 0. \tag{41'}$$

Un rezultat interesant se obţine dacă se scriu aceste mărimi în funcţie de săgeata şi coarda arcului:

$$\rho_{ik}=\rho_{ki}\simeq\frac{9I}{4l}\left(1-\frac{17}{70}\varphi_0^2\right) \tag{36a}$$

$$\tau_{ik}=\tau_{ki}\simeq-\frac{1}{3}\left(1+\frac{4}{35}\varphi_0^2\right) \tag{37}$$

$$M_{ik}^{\Delta H}=-M_{ki}^{\Delta H}\simeq\frac{15EI}{2fl}\Delta H\left(1-\frac{29}{140}\varphi_0^2\right) \tag{38a}$$

$$M_{ik}^{\Delta V}=M_{ki}^{\Delta V}\simeq\frac{6EI}{l^2}\Delta V\left(1-\frac{3}{10}\varphi_0^2\right) \tag{39a}$$

$$H^{M}\simeq-\frac{5}{8f}(M_{ik}^{I}-M_{ki}^{I})\left(1+\frac{1}{140}\varphi_0^2\right) \tag{40a}$$

$$V_{ik}^{M}=-V_{ki}^{M}=\frac{M_{ik}^{I}+M_{ki}^{I}}{l} \tag{40'}$$

$$H^{\Delta H}\simeq+\frac{15EI}{8f^2l}\Delta H\left(1-\frac{1}{7}\varphi_0^2\right) \tag{41a}$$

$$V_{ik}^{\Delta H}=V_{ki}^{\Delta H}=0. \tag{41'}$$

Se vede că pentru $\varphi_0\to 0$, formulele (36a—41′) tind către formulele (30—35′) ale arcului de parabolă. Admiţînd la aceste constante de eroare de 3%, aproximaţia realizată prin înlocuirea arcului de cerc cu arcul de parabolă este admisă pentru $\varphi_0\leqslant 20°$ resp. $\frac{f}{l}\leqslant\frac{1}{11{,}5}$. Pentru cazurile obişnuite în construcţii civile şi industriale se pot neglija termenii în φ_0^4, expresia binoamă dînd o precizie acceptabilă. Formulele fiind suficient de simple nu mai sînt necesare tabele sau abace.

Metoda dezvoltării în serie va fi aplicată într-o altă lucrare pentru calculul arcului circular dublu încastrat şi dublu articulal, la diferite încărcări exterioare.

Studiind cazul limită al barei curbe, cînd $\frac{f}{l}\to 0$, vom da peste o contradicţie aparentă căci $\rho\to\frac{9}{4}\frac{I}{1}$ şi $\tau\to-\frac{1}{3}$, valori care nu corespund cu cele ale barei drepte; concomitent $H\to\infty$. Practic o împingere infinită este imposibilă şi chiar în cazul arcelor foarte pleoştite împingerea poate avea numai o valoare finită ce depinde de rezistenţa nodului. Odată cu creşterea împingerii se produce o deplasare relativă a capetelor barei, bara se va turti şi va „tinde“ către bara dreaptă.

Bara dreaptă nu este deci cazul limită al unei bare curbe dublu încastrate (ale căror capete nu pot suferi o deplasare relativă), ci cazul limită al unui arc cu capetele deplasabile şi care în consecinţă n-are împingeri. Făcînd trecerea la limită punînd $y_i=y_k=X_2=\delta_{22}=0$ se obţin constantele barei drepte.

Rezultă deci, că arcele foarte pleoştite sau barele cu frînturi mici ale axei, se comportă ca bare drepte.

10. BARA POLIGONALĂ SIMETRICĂ

Integralele care definesc poziţia centrului de greutate şi deformaţiile δ, se pot interpreta ca lungimi, momente statice şi momente de inerţie.

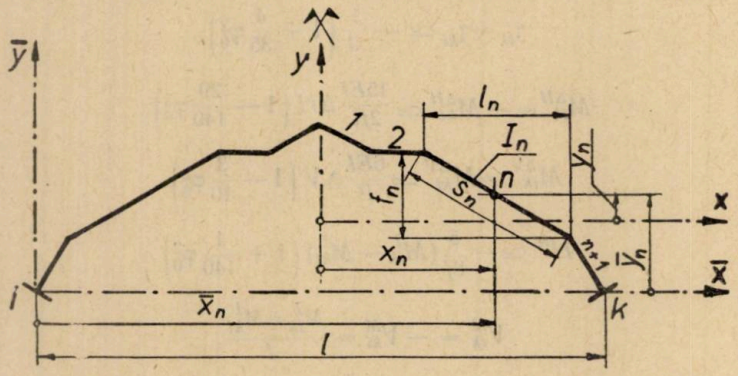


Fig. 14

Pentru un contur poligonal simetric vom avea:

$$x_k = \frac{l}{2} \qquad y_k = -\frac{\int_i^k \frac{I_0}{I}\bar{y}\,ds}{\int_i^k \frac{I_0}{I}\,ds} = -\frac{\sum_1^k \frac{I_0}{I_n} S_n \bar{y}_n}{\sum_1^k \frac{I_0}{I_n} s_n} = -\frac{\sum_1^k m_n \bar{y}_n}{\sum_1^k m_n} \tag{42}$$

unde am notat $\frac{I_c}{I_n} s_n = m_n$, I_c fiind un moment de inerţie ales în mod convenabil

$$\overline{\delta_{11}} = \frac{1}{EI_c}\int_i^k \frac{I_c}{I}\bar{y}^2 ds = \frac{2}{EI_c}\left(\sum_1^k m_n \bar{y}_n^2 + \frac{1}{12}\sum_1^k m_n f_n^2\right) \tag{43}$$

$$\overline{\delta_{10}^M} = -\frac{1}{EI_c}\int_i^k \frac{I_c}{I}\left(\frac{M_i + M_k}{2}\bar{x} - M_i\right)\bar{y}\,ds = \frac{1}{EI_c}(M_i - M_k)\sum_1^k m_n \bar{y}_n \tag{44}$$

$$\delta_{11} = \frac{1}{EI_c}\int_i^k \frac{I_c}{I}\,ds = \frac{2}{EI_0}\sum_1^k m_n \tag{45}$$

$$\delta_{22} = \frac{1}{EI_c}\int_i^k \frac{I_c}{I}y^2 ds = \frac{2}{EI_c}\left(\sum_1^k m_n y_n^2 + \frac{1}{12}\sum_1^k m_n f_n^2\right) = \overline{\delta_{11}} + \frac{2}{EI_c}y_k\sum_1^k m_n \bar{y}_n \tag{46}$$

$$\delta_{33} = \frac{1}{EI_c}\int_i^k \frac{I_0}{I}x^2 ds = \frac{2}{EI_c}\left(\sum_1^k m_n x_n^2 + \frac{1}{12}\sum_1^k m_n l_n^2\right). \tag{47}$$

In expresiile lui δ_{11}, δ_{22}, δ_{33}, prima sumă reprezintă termenul de translaţie iar a doua momentul de inerţie în raport cu axele centrale ale unei drepte de masă m.

$$I_x = \frac{1}{12} mf^2 \qquad I_y = \frac{1}{12} ml^2 \qquad I_{xy} = -\frac{1}{12} mfl.$$

Cînd avem o bară simetrică compusă din elemente drepte şi curbe, se poate folosi aceeaşi interpretare, dacă sînt cunoscute poziţia centrului de greutate, masa şi momentele de inerţie principale ale curbei. Se observă că:

$$y_g = -yk \qquad m = EI_c\delta_{11} \qquad I_x = EI_c\delta_{22} \qquad I_y = EI_c\delta_{33}.$$

Valorile pentru parabolă şi cerc se pot lua din cap. 8 şi 9 şi vom avea pentru arcul de cerc:

$$y_g = \frac{2}{3} f\left(1 + \frac{\varphi_0^2}{15}\right), \qquad m_n = \frac{I_c l}{I_0}\left(1 + \frac{\varphi_0^2}{6}\right),$$

$$I_x = \frac{4}{45} m_n f^2\left(1 + \frac{\varphi_0^2}{42}\right), \qquad I_y = \frac{1}{12} m_n f^2\left(1 + \frac{2\varphi_0^2}{15}\right).$$

Pentru $\varphi_0 = 0$ expresiile sînt valorile pentru arcul de parabolă.

Dacă bara curbă are coarda înclinată, se vor folosi formulele cunoscute din rezistenţa materialelor pentru a se obţine momentele de inerţie pentru un sistem de axe rotit faţă de cel principal.

In cazul barelor nesimetrice, compuse dintr-o succesiune de bare drepte şi curbe (de exemplu rigla unui cadru cu sheduri curbe (fig. 1) se procedează analog, plecînd de la relaţiile din cap. 5.

11. CAZURI PARTICULARE DE BARE SIMETRICE

Pentru cazuri simple cu puţine bare se pot obţine formule simple pentru constantele barei.

11.1. Bară-portal triunghiular

Cu notaţiile din 15 se obţine:

$$x_k = \frac{l}{2} \qquad y_i = y_k = -\frac{f}{2}$$

$$\overline{\delta_{11}} = \frac{1}{EI}\frac{2}{3} f^2 s$$

$$\overline{\delta_{10}^M} = \frac{1}{EI}(M_i - M_k)\frac{fs}{2}$$

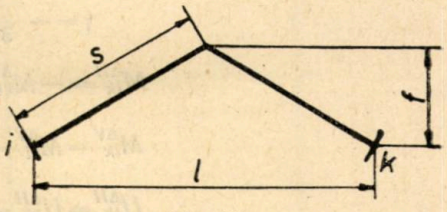


Fig. 15

$$\delta_{11} = \frac{1}{EI} 2s \qquad \delta_{22} = \frac{1}{EI}\frac{f^2 s}{6} \qquad \delta_{33} = \frac{1}{EI}\frac{l^2 s}{6}$$

înlocuind în relaţiile din cap. 5 avem:

$$\rho = \frac{7}{8}\frac{I}{s} \tag{48}$$

$$\gamma = -\frac{1}{7} \tag{49}$$

$$M_{ik}^{\Delta V} = -M_{ki}^{\Delta V} = 3\frac{EI}{fs}\Delta H \tag{50}$$

$$M_{ik}^{\Delta H} = M_{ki}^{\Delta H} = 3\frac{EI}{ls}\Delta V \tag{51}$$

$$H_{ik}^{\Delta H} = H_{ki}^{\Delta H} = -\frac{3}{2}\frac{EI}{f^2 s}\Delta H \tag{52}$$

$$H_{ik}^{M} = H_{ki}^{M} = -\frac{3}{4f}(M_i - M_k). \tag{53}$$

11.2. Bara-portal dreptunghiular

Cu notaţiile din fig. 16 şi notînd:

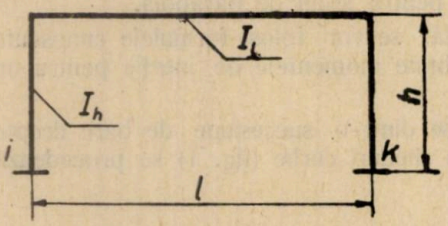


Fig. 16

$$k = \frac{I_l}{I_h}\cdot\frac{h}{l} \tag{54}$$

avem:

$$x_k = \frac{l}{2} \qquad y_i = y_k = -h\frac{1+k}{1+2k}$$

$$\overline{\delta_{11}} = \frac{1}{EI_1}\frac{h^2 l}{3}(3+2k)$$

$$\overline{\delta_{10}^{M}} = \frac{1}{EI_1}\frac{hl}{2}(M_i - M_k)(1+k)$$

$$\delta_{11} = \frac{1}{EI_1}l(1+2k) \qquad \delta_{22} = \frac{1}{EI_1}\frac{h^2 l}{3}\frac{k(2+k)}{1+2k} \qquad \delta_{33} = \frac{l^3}{12EI_1}(1+6k)$$

de aici rezultă:

$$\rho = \frac{I}{4l}\frac{3+26k+15k^2}{k(2+k)(1+6k)} \tag{55}$$

$$\gamma = -\frac{3+14k+9k^2}{3+26k+15k^2} \tag{56}$$

$$M_{ik}^{\Delta H} = -M_{ki}^{\Delta H} = \frac{1}{2}\frac{EI_1}{hl}\frac{1+k}{2+k}\Delta H \tag{57}$$

$$M_{ik}^{\Delta V} = M_{ki}^{\Delta V} = -6\frac{EI_1}{l^2}\frac{1}{1+6k}\Delta V \tag{58}$$

$$H_{ik}^{\Delta H} = H_{ki}^{\Delta H} = +3\frac{EI_1}{h^2 l}\frac{1}{3+2k}\Delta H \tag{59}$$

$$H_{ik}^{M} = H_{ki}^{M} = -\frac{3}{2h}\frac{1+k}{3+2k}(M_i - M_k). \tag{60}$$

12. EXEMPLU DE CALCUL

12.1. Cadru cu riglă parabolică

12. 1. 1. *Constante şi reacţiuni* (fig. 17).

Coeficientul de rigiditate:

$$\rho_{12}=\rho_{34}=\frac{I}{2}=\frac{1}{6}=0{,}167$$

$$\rho_{23}=\rho_{32}=\frac{9}{4}\frac{I}{l}=\frac{9}{4}\times\frac{1}{10}=0{,}225$$

$$\sum\rho_2=\sum\rho_3=0{,}392$$

Coeficientul de repartiţie

$$r_{12}=r_{34}=\frac{\rho_{12}}{\sum\rho_2}=\frac{0{,}167}{0{,}392}=0{,}426$$

$$r_{23}=r_{32}=\frac{\rho_{23}}{\sum\rho_3}=\frac{0{,}225}{0{,}392}=0{,}574$$

$$\sum r_2=\sum r_3=1{,}000$$

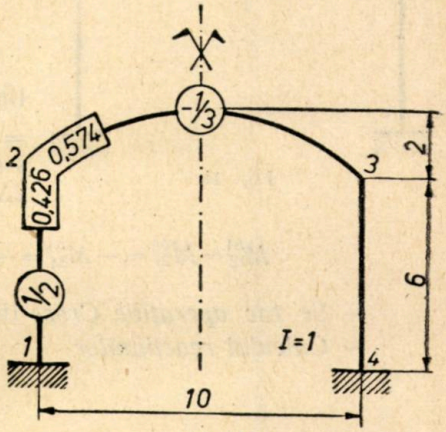


Fig. 17

Coef. de transmisie.

$$\gamma_{21}=\gamma_{34}=\frac{1}{2}$$

$$\gamma_{23}=\gamma_{32}=-\frac{1}{3}$$

Momente de încastrare din deplasări:

$$M_{12}^{\Delta}=M_{21}^{\Delta}=\frac{6EI}{h^2}\Delta=\frac{6}{6^2}EI\Delta=\frac{EI\Delta}{6}.$$

$$M_{23}^{\Delta}=-M_{32}^{\Delta}=-\frac{15EI}{2fl}\Delta=-\frac{15}{2\times2\times10}=-0{,}375EI\Delta.$$

Reacţiuni din momente

$$H_{21}^{M}=\frac{M_{12}+M_{21}}{h}=\frac{1}{6}(M_{12}+M_{21}).$$

$$H_{23}^{M}=H_{32}^{M}=-\frac{5}{87}(M_{23}-M_{32})=-\frac{5}{8\times2}(M_{23}-M_{32})=-\frac{M_{23}-M_{32}}{3{,}2}.$$

Reacţiuni din deplasări

$$H_{23}^{\Delta}=H_{32}^{\Delta}=+\frac{15}{8}\frac{EI}{f^2l}\Delta=+\frac{15}{8\times2^2\times10}EI\Delta=+\frac{EI\Delta}{21{,}33}.$$

12.1.2. *Riglă încărcată cu sarcină uniform distribuită pe orizontală* (fig. 18).

Treapta I

— Momentele de încastrare perfectă sînt nule, parabola fiind curba de presiune a încărcării uniform distribuite pe orizontală. Nu este necesar să se facă operaţiile Cross (repartizarea şi transmiterea momentelor).

— Reacţiunile vor apare numai din încărcare pe arc.

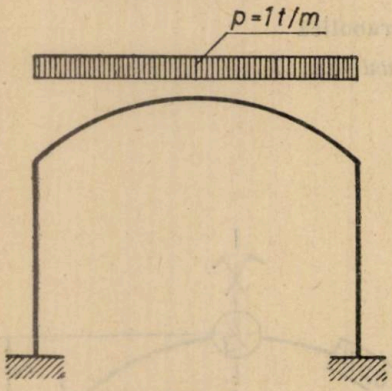


Fig. 18

$$H_{23}^{0} = \frac{pl^2}{8f} = \frac{1 \times 10^2}{8 \times 2} = +6{,}25 \text{ t.}$$

Treapta II

— *Deplasarea 1.* Se dă nodurilor 2 şi 3 cîte o deplasare simetrică

$$\Delta = -\frac{1\,000}{6EI_s}.$$

— *Momentele de încastrare perfectă* (fig. 19) $M_{23}^{\Delta 1} = -M_{32}^{\Delta 1} = 2\left(-0{,}375 \times \frac{-1\,000}{6}\right) = +125$ (multiplicatorul 2 a apărut fiindcă s-a dat arcului întreg de fapt o deplasare 2Δ).

$$M_{12}^{\Delta 1} = M_{21}^{\Delta 1} = -M_{34}^{\Delta 1} = -M_{43}^{\Delta 1} = \frac{1}{6} \times -\frac{1\,000}{6} = -27{,}8.$$

— *Se fac operaţiile Cross* (fig. 19 b).

— *Calculul reacţiunilor*

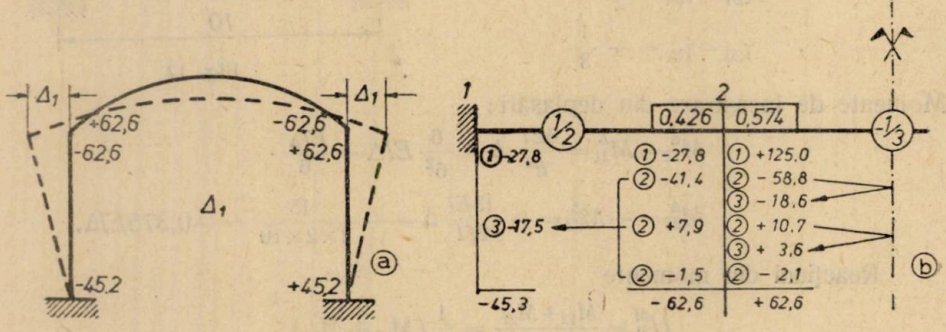


Fig. 19

1). Arcul dublu articulat, — din deplasare

$$H_{23}^{\Delta 1} = 2\left(\frac{1}{21{,}33} \times -\frac{1\,000}{6}\right) = -15{,}65$$

2). Arcul dublu articulat, — din momente

$$H_{23}^{M} = -\frac{62{,}6 + 62{,}6}{3{,}2} = -39{,}20$$

3). Stîlpul, — din momente

$$H_{21}^{M} = \frac{-62{,}6 - 45{,}2}{6} = -17{,}95$$

$$H = -72{,}80$$

— *Ecuația de echilibru în 2*

$$6{,}25-72{,}80x_1=0 \quad x_1=\frac{6{,}25}{72{,}80}=0{,}086$$

— *Momentele reale* se obțin prin înmulțirea momentelor din deplasarea întîia cu $x_1=0{,}086$.

$$M_1=M_4=+3{,}88 \text{ tm} \quad M_2=M_3=-5{,}38 \text{ tm. (fig. 20).}$$

— *Momentul la cheie* se calculează în funcție de împingerea reală a arcului

$$M_c=\frac{pl^2}{8}-[H_{23}^0+x(H_{23}^{\Delta 1}+H_{23}^M)]f+\frac{M_2+M_3}{2}=$$

$$=\frac{1\times 10^2}{8}-[6{,}25+0{,}086(-15{,}65-39{,}20)]\times 2-5{,}38=+4{,}03 \text{ tm.}$$

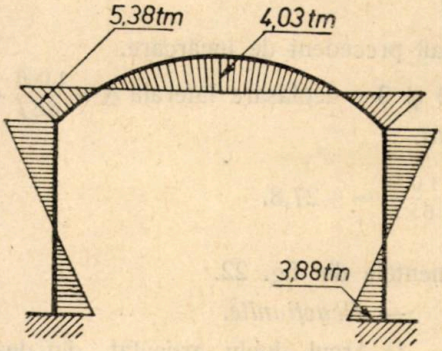


Fig. 20

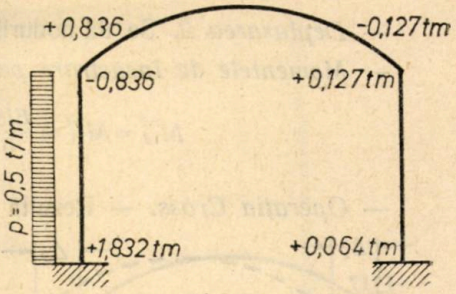


Fig. 21

12.1.3. *Stîlpul stîng încărcat cu sarcină uniform distribuită* $p=0{,}5$ t/m. (fig. 21).

Treapta I.

Momentele de încastrare perfectă:

$$M_{21}=-M_{12}=-\frac{ph^2}{12}=-\frac{0{,}5\times 6^2}{12}=-1{,}5 \text{ tm.}$$

Operația Cross. Rezultă momentele din fig. 21.

Reacțiunile.

1) Arcul dublu articulat, din încărcare exterioară

$$H_{23}^0=H_{32}^0=0.$$

2) Arcul dublu articulat, din momente

$$H_{23}^M=H_{32}^M=-\frac{0{,}836+0{,}127}{3{,}2}=-0{,}301 \text{ t.}$$

3) Stîlpul, din încărcare exterioară

$$H_{21}^{0} = -\frac{500 \times 6}{2} = -1{,}500 \text{ t.}$$

4) Stîlpii, din momente

$$H_{21}^{M} = \frac{1}{6}(-0{,}836 + 1{,}832) = +0{,}166 \text{ t}$$

$$H_{34}^{M} = -\frac{1}{6}(0{,}127 + 0{,}064) = -0{,}032 \text{ t}$$

$$H_2 = H_{23}^{M} + H_{21}^{0} + H_{21}^{M} = -0{,}301 - 1{,}500 + 0{,}166 = -1{,}635 \text{ t.}$$

$$H_3 = H_{32}^{M} + H_{34}^{M} = -0{,}301 - 0{,}032 = -0{,}333 \text{ t.}$$

Treapta II.

— *Deplasarea 1* s-a calculat la cazul precedent de încărcare.

— *Deplasarea 2.* Se dă nodurilor 2 şi 3 o deplasare laterală $\Delta = \frac{1\,000}{6EJ}$.

— *Momentele de încastrare perfectă.*

$$M_{12}^{\Delta 2} = M_{21}^{\Delta 2} = \frac{EI\Delta}{6} = \frac{1\,000}{6 \times 6} = +27{,}8.$$

— *Operaţia Cross.* — Rezultă momentele din fig. 22.

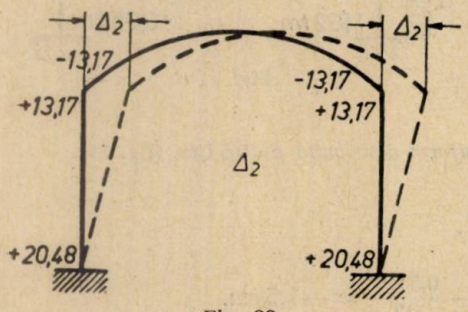


Fig. 22

— *Reacţiunile.*

1) Arcul dublu articulat, din deplasări

$$H_{23}^{\Delta 2} = H_{32}^{\Delta 2} = 0.$$

2) Arcul dublu articulat, din momente

$$H_{23}^{M} = H_{32}^{M} = -\frac{-13{,}17 + 13{,}17}{3{,}2} = 0.$$

3) Stîlpii, din momente

$$H_{21}^{M} = -H_{34}^{M} = \frac{M_{12} + M_{21}}{h} = \frac{20{,}48 + 13{,}17}{6} = +5{,}61 \text{ t.}$$

— Ecuaţiile de echilibru — în 2 şi 3.

$$\left.\begin{aligned} -1{,}635 - 72{,}80\,x_1 + 5{,}61\,x_2 = 0 \quad (2) \\ -0{,}333 - 72{,}80\,x_1 - 5{,}61\,x_2 = 0 \quad (3) \end{aligned}\right\} \text{ de unde } \begin{aligned} x_1 &= -0{,}01355 \\ x_2 &= +0{,}116 \end{aligned}$$

Momentele reale rezultă

$$M = M^I + x_1 M^{\Delta 1} + x_2 M^{\Delta 2}$$

$M_{12} = +1{,}832 - 0{,}0135 \times (-45{,}2) + 0{,}116 \times 20{,}48 = +4{,}822$ tm (fig. 23) analog $M_{23} = -1{,}532$ tm $M_{32} = -0{,}815$ tm $M_{43} = +1{,}834$ tm (semne Cross).

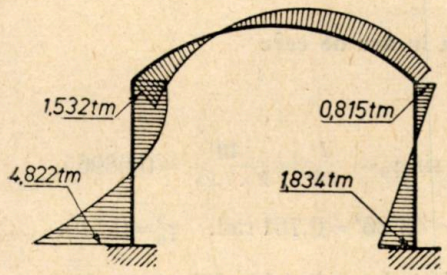


Fig. 23

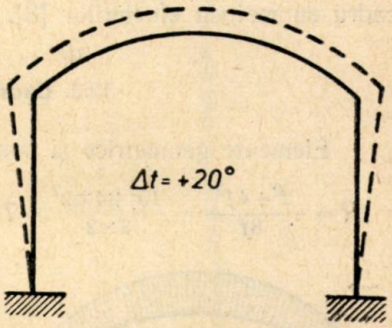


Fig. 24

12.1.4. *Efectul temperaturii* (+20°).

Deformația din temperatură

$$\Delta t = -l\alpha\,\Delta t = -10 \times 10^{-5} \times 20 = -2 \times 10^{-3}\ \text{m}.$$

Momentele de încastrare perfectă

Cu $E_b = 2 \times 10^5$ kg/cm^2 $= 2 \times 10^6$ t/m^2 și $I = 0{,}01$ m^4

$$EI_s = 2 \times 10^4\ \text{tm}^2$$

$$M_{12}^{\Delta t} = M_{21}^{\Delta t} = -M_{34}^{\Delta t} = -M_{43}^{\Delta t} = \frac{6EI}{h^2} \cdot \frac{\Delta t}{2} = -\frac{6 \times 2 \times 10^4 \times 2 \times 10^{-3}}{2 \times 6^2} = -3{,}333\ \text{tm}.$$

Operația Cross. Rezultă momentele din figura 24.

Reacțiunile.

1) Arcul dublu articulat, din momente $H_{23}^M = -\frac{2{,}138 + 2{,}138}{3{,}2} = -1{,}335$ t.

2) Stîlpul, din momente $H_{21}^M = \frac{-2{,}138 - 2{,}736}{6} = -0{,}812$ t

$H_2 = -2{,}147$ t.

Ecuația de echilibru în (2)

$$-2{,}147 - 72{,}80\,x_1 = 0 \qquad x_1 = -\frac{2{,}147}{72{,}80} = -0{,}0295.$$

Momentele reale (fig. 25).

$$M_{12} = -2{,}736 - 0{,}0295 \times (-45{,}2) = -1{,}406 \text{ tm}$$

$$M_{21} = -2{,}138 - 0{,}0295 \times (-62{,}6) = -0{,}293 \text{ tm}.$$

Rezultatele obţinute sînt practic egale cu cele obţinute calculînd acelaş cadru cu metoda eforturilor [8].

12.2. Cadru cu rigla în arc de cerc

Elemente geometrice şi constante

$$R = \frac{l^2+4f^2}{8f} = \frac{10^2+4\times 2^2}{8\times 2} = 7{,}25 \text{ m} \qquad \sin\varphi_0 = \frac{l}{2R} = \frac{10}{2\times 7{,}25} = 0{,}68965.$$

$$\varphi_0 = 43°36' = 0{,}761 \text{ rad.} \quad \varphi_0^2 = 0{,}579.$$

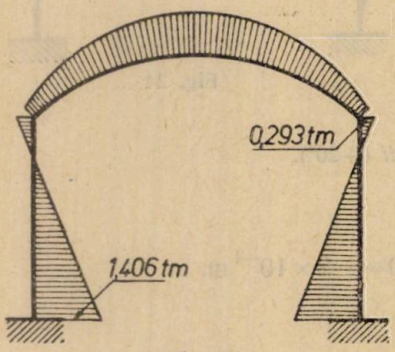


Fig. 25

Folosind rezultatele obţinute pentru parabolă obţinem

$$\rho_{12} = \rho_{34} = 0{,}225\left(1 - \frac{17\times 0{,}579}{70}\right) = 0{,}194$$

$$\gamma_{23} = \gamma_{32} = -\frac{1}{3}\left(1 + \frac{4\times 0{,}579}{35}\right) = -0{,}356.$$

Analog se calculează corecţiile reacţiunilor.

Momentele de încastrare perfectă din sarcina orizontală nu mai sînt nule, $M_{23} = -M_{32} \simeq -pR^2 \frac{\varphi_0^4}{35}\left(1 - \frac{5\varphi_0^2}{32}\right) = -0{,}457$ tm. Se fac operaţiile Cross şi continuînd calculele, analog ca în cazul parabolei, rezultă momentele finale $M_1 = M_4 = -4{,}06$ tm şi $M_2 = M_3 = -5{,}48$ tm care diferă cu 5 respectiv $2^0/_0$ de cele ale cadrului cu rigă parabolică.

BIBLIOGRAFIE

1. Avram N. C-tin, La généralisation de la methode Cross. Bulletin de Science et Technique de la Politechnique de Timişoara — 1949 — Tome 13, fasc. 2 et 3, Tome 14, fasc. 1.
2. Cross H., Analysis of continuous frames by distributing fixed-end moments- Transactions of. A. S. C. E. — 1932 — vol. 96.
3. Dernedde W. — Mühlenhoff A., *Das Cross'sche Verfahren* Springer-Berlin 1948.
4. Mazilu P., *Calculul cadrelor — deplasări şi lucru mecanic virtual în metoda Cross* Bucureşti 1946.
5. Mazilu P., Calculul structurilor cu bare curbe — Lucrările Sesiunii Generale Stinţifice a Acad. R.P.R., iunie 1950.

6. Palotás L. *Keretek elmélete és számitása* — Közl. — Mélyépitéstud. könyvkiadó — Budapest 1951.
7. Palotás L. — Kaliszkay S., Görbe és törttengelyű rudakból alló keretek megoldása. Mélyépitéstudományi Szemle 1952 Nr. 5-6.
8. Robert E. — Musette L., *Le calcul des Systemes Hyperstatiques*. Ed. Desoer-Liège 1945.
9. Zacopceanu A., *Metoda Cross* — Bucureşti Ed. Gorjanu 1947.

DIE BERECHNUNG VON RAHMEN MIT BOGENFÖRMIGEN STÄBEN NACH DEM MOMENTENAUSGLEICHVERFAHREN (CROSS).

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die zunehmende Anwendung von Schalen und Faltwerken im Bauwesen führt zu Rahmen mit bogenförmigen oder polygonalen Riegeln, zu deren Berechnung das Cross'sche Momentennausgleichverfahren herangezogen werden kann. Nach kurzer Erläuterung des Verfahrens und seiner Vorteile, werden für den Allgemeinfall des unsymmetrischen Stabes mit beliebiger Achse und beliebig wechselndem Trägheitsmoment, mit Hilfe des Kraftgrössenverfahrens Ausdrücke der Stabfestwerte (Steifigkeitsziffer und Übetragungsfaktor) sowie der Auflagerkräfte (Stabendmomente und Auflagerkräfte des eingespannten bzw. gelenkig gelagerten Stabes, im Falle der Autlagerverschiebungen und Momentenbelastung an den Stabenden) entwickelt. Aus diesen Ausdrücken werden die Stabfestwerte und Auflagerkräfte für einige Sonderfälle gewonnen, u. zw. für Stäbe mit gerader, parabolischer, kreisbogenförmiger und polygonaler Achse.

Zur Vereinfachung der langwierigen Ausdrücke und zur Verminderung ihrer Fehlerempfindlichkeit bei der numerischen Rechnung, wurden für den Kreisbogen durch Reihenentwicklung einfache Formeln gewonnen, die eine Anwendung des Rechenschiebers gestatten. Das Verfahren soll in einer anderen Arbeit auf die Berechnung von eingespannten und gelenkigen Kreisbögen angewendet werden.

Ein Zahlenbeispiel ergänzt die theoretischen Darlegungen.

РАСЧЕТ РАМ С ИЗОГНУТЫМИ БАЛКАМИ ПО МЕТОДУ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МОМЕНТОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Применение тонких покрытий в конструкциях ведет к употреблению рам с изогнутыми балками или балками расположенными по ломанной линии, расчитываемыми согласно методу распределения моментов по Х. Кроссу.

После краткого описания метода и его преимуществ, определяется с помощью метода усилий для общего случая балки с произвольной осью и переменным моментом инерции по некоторому закону, выражение для коэфициента жесткости и коэфициента передачи балки и

её реакции (моменты закрепления и реакции неподвижной а также шарнирной балки в случае передвижения опорных точек и моментов на концах балки).

На основании этих выражений получаются постоянные реакции для некоторых частных случаев, как то: балка с прямой осью, параболическая с осью по кривой окружности и по ломанной линии.

Для упрощения длинных выражений и для уменьшения неточностей в расчетах, были получены путем разложения в ряды, простые формулы для дуги окружности, которые позволяют пользование счетной линейкой.

В следующей работе метод будет приложен для расчета закрепленных и шарнирных дуг окружности.

Теоретическое исследование дополняется примером расчета.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

PLĂCI IN TREI STRATURI (TERMOIZOLANTE) ŞI CU GOLURI CILINDRICE DIN BETON CU ZGURA EXPANDATĂ PENTRU ACOPERIŞURI INDUSTRIALE

DE
MIRŞU OVIDIU

1. GENERALITĂŢI

Tendinţa actuală in construcţii de a folosi pe o scară cît mai largă materialele locale, cît şi utilizarea de betoane cu o greutate specifică aparentă scăzută, ne-a dus la ideia folosirii betoanelor cu sgură expandată la plăcile de acoperişuri industriale. In prezent staţia de expandare a zgurei de la Hunedoara produce o cantitate de zgură expandată suficient de mare pentru a putea trece la extinderea utilizării ei de la blocuri şi corpuri de umplutură, la alte elemente de construcţii.

In cele de mai jos se dau rezultatele cîtorva încercări privind capacitatea portantă, rigiditatea, rezistenţa la şoc şi transport a plăcilor de acoperiş din betoane cu zgură expandată.

S-au încercat două tipuri de plăci:
— plăci în trei straturi;
— plăci cu goluri cilindrice.

Plăcile în trei straturi aveau sus şi jos cîte un strat de beton cu sgură expandată compact de 3 cm grosime, iar intermediar un strat de beton cu zgură expandată macroporos de 8 cm grosime. Betonul din zgură expandată macroporos constituia stratul de izolaţie termică, astfel că plăcile pe lîngă rolul de elemente portante erau şi termoizolatoare. Acesta posedau aceeaşi putere de izolaţie termică ca un zid de cărămidă de 37,5 cm tencuit pe ambele feţe ($k = 1{,}4$ kcal/m^2 h°).

Plăcile cu goluri s-au executat din beton cu zgură expandată compact. Grosimea lor era de 12 cm, iar diametrul secţiunii golurilor 7,5 cm. Golurile s-au realizat în lungul deschiderii plăcilor. S-a executat şi o placă cu goluri transversale pe deschidere.

Dimensiunile în plan a plăcilor s-au ales 99×299 cm, astfel ca greutatea plăcilor să nu depăşească posibilitatea de ridicare cu macaraua Pioner de 500 kg.

2. PROIECTAREA ŞI EXECUŢIA PLĂCILOR

Plăcile au fost calculate în ipoteza unei încărcări formată din:

— greutatea proprie a plăcii;

— sarcina din învelitoare (în cazul plăcilor în trei straturi sarcina din învelitoare s-a luat 40 kg, aceasta fiind formată numai din izolaţia hidrofugă, iar în cazul plăcilor cu goluri 80 kg, aceasta fiind formată din izolaţia termică şi hidrofugă);

— sarcina accidentală de 100 kg/m², din care 75 kg/m² formată din zăpadă şi 25 kg/m² o suprasarcină.

Calculul s-a făcut după „Instrucţiunile pentru calculul secţiunilor din beton armat după stadiul la rupere — STAS 1549-50". A rezultat, pentru marca betonului B 90 kg/cm² şi limita de curgere a armăturii 2 800 kg/cm², în cazul plăcilor în trei straturi 7 bare ∅ 6,5 mm, iar în cazul plăcilor cu goluri 9 bare ∅ 6,5 mm. Ca bare de repartiţie s-au luat 3 bare ∅ 4 mm pe metru liniar. In afară de armătura de rezistenţă şi repartiţie s-au pus la partea superioară 2 bare ∅ 6,5 mm pentru ca să mărească rigiditatea plăcilor la transport.

Jumătate din numărul plăcilor au avut armătura din plase legate cu sîrmă, iar restul din plase sudate. In primul caz 50% din barele din cîmp au fost ridicate pe reazim.

Sudarea plaselor s-a făcut electric prin puncte la o maşină BOSWA de 10 kwa. După o serie de încercări s-a stabilit regimul optim de sudare a plaselor, cu următoarele caracteristici: timp de sudare 0,5 sec., intensitatea curentului 3 000 amp. şi forţa de apăsare 50 kg.

Compoziţiile de beton folosite la confecţionarea plăcilor au avut caracteristicele cuprinse în tabela 1.

Plăcile au fost numerotate cu 2 indici: primul (*L* sau *S*) înseamna că armătura este formată din plase legate sau sudate, iar al doilea indice reprezintă numărul plăcii. Plăcile în trei straturi au fost numerotate de la 1—4, plăcile cu goluri longitudinale de la 5—7 şi cele cu goluri transversale cu 8.

La confecţionarea plăcilor s-au utilizat compoziţiile de beton după indicaţiile tabelei 2. De remarcat este că plăcile cu numărul 4 au stratul superior şi inferior din beton obişnuit.

La plăcile în trei straturi turnarea straturilor s-a făcut succesiv înainte ca betonul în stratele inferioare să înceapă priza. Stratul inferior şi superior a fost îndesat prin vibrare de scurtă durată (10 sec). Turnarea plăcilor cu goluri s-a făcut în două etape; întîi s-a aşternut un strat inferior, s-au montat ţevile metalice şi apoi s-a turnat restul de beton. Imediat după vibrare ţevile au fost scoase. Operaţia de scoatere a ţevilor în cazul plăcilor cu goluri longitudinale a fost destul de grea, cu toate că acestea au fost unse în prealabil. La plăcile cu goluri transversale, scoaterea ţevilor cît şi manipularea lor s-a efectuat în condiţii mai favorabile, operaţia putînd fi executată de un singur om, spre deosebire de cazul precedent, cînd au fost necesari trei oameni. Acest lucru este important în special cînd se pune problema măririi deschiderii plă-

Tabela 1

Compoziţiile şi caracteristicile betonului folosit la confecţionarea plăcilor

Ind. probei	Felul betonului	8 kg/mc zgură în st. uscat	Comp. agreg. în % (volum)		Compoziţia betonului în kg.				Fact $\frac{A}{C}$		γ kg/m³ béton				R_c kg/cm²		R_{pr} kg/cm²		E kg/cm²		λ $\frac{\text{kcal}}{\text{mh°}}$
			zgură	nisip	ciment	zgură	nisip	apă	total	real	proaspăt	28 zile	45 zile	uscat	28 zile	45 zile	28 zile	45 zile	28 zile	45 zile	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
BZE. 0	Beton cu zgură expandată (sort 15—30 mm) macroporos	650	100%	—	185	710	—	145	0,78	0,25	1040	980	980	970	9,5	9,7	—	—	—	—	0,23
BZE. 1	Beton cu zgură expandată (sort 0—15 mm) compact	850	100%	—	250	1000	—	250	1,00	0,30	1500	1450	1440	1430	38	40	—	—	—	—	0,52
BZE. 2	Beton cu zgură expandată şi nisip, compact	850	80%	20%	280	880	390	230	0,81	0,30	1780	1710	1700	1700	84	93	79	86	81500	89000	0,58
BZE. 3	Beton cu zgură expandată şi nisip, compact	850	70%	30%	280	770	600	200	0,71	0,25	1850	1760	1750	1740	102	115	90	98	111000	124000	0,60
BO.	Beton obişnuit	—	—	100%	250	—	1930	160	0,65	—	2340	2180	2180	—	103	120	87	98	192000	215000	—

Notă: 1. Factorul A/c real reprezintă raportul A/c după ce s-a scăzut apa absorbită de zgură.
2. Pentru betonul BO la coloana 5 şi 8 s-a înscris amestec de nisip şi pietriş.

Tabela 2

Placa nr.	Beton de rezistenţă	Beton de izolaţie
Plăci în 3 straturi		
1 şi 2	BZE.2	BZE.0
3	BZE.3	BZE.0
4	BO	BZE.0
Plăci cu goluri longitudinale		
5	BZE.3	–
6 şi 7	BZE.2	–
Plăci cu goluri transversale		
8	BZE.2	–

cilor, cînd manipularea ţevilor de lungime mare devine foarte grea, ceea ce impune folosirea altor mijloace pentru realizarea golurilor.

Plăcile au fost acoperite şi stropite cu apă timp de 7 zile; apoi cofrajul s-a scos şi întărirea betonului a continuat în condiţii normale pînă la încercarea plăcilor (28 respectiv 45 zile).

3. INCERCAREA PLĂCILOR

3.1. Incercarea la încovoiere

Incercarea la încovoiere s-a făcut într-un stand avînd distanţa între axele reazemelor de 285 cm, adică din lungimea plăcilor s-a scăzut de două ori jumătate din grosime.

Deformaţiile plăcilor au fost măsurate cu un dispozitiv care permitea înregistrarea 1/20 mm. Dispozitivul era format din nişte pîrghii care cu un capăt se rezemau pe placă la faţa inferioară, iar cu celălalt pe un microcomparator. Măsurarea deformaţiilor s-a făcut la mijlocul deschiderii, la 1/4 din deschidere şi lîngă reazeme, pe linia axelor plăcilor. Nu a fost necesară măsurarea deformaţiilor şi în punctele marginale, deoarece placa a fost încărcată ca o grindă pe toată lăţimea ei.

Incărcarea plăcilor s-a făcut cu trei forţe concentrate pentru plăcile $S-1$ şi $L-1$, iar pentru restul plăcilor cu două forţe concentrate (fig. 1—6). Aceasta a fost realizată cu greutăţi de fontă de 20 şi 25 kg etalonate. Greutăţile de fontă se aşezau manual cîte 3 într-un şir, astfel că treptele de încărcare erau cuprinse între 120—225 kg. Incărcarea s-a făcut într-un timp relativ scurt, durata între două trepte succesive variind de la 5 la 20 minute.

In timpul încercării plăcilor s-au stabilit deformaţiile, momentul apariţiei fisurilor, momentul de rupere, modul ruperii şi alte observaţii în legătură cu încercarea plăcilor.

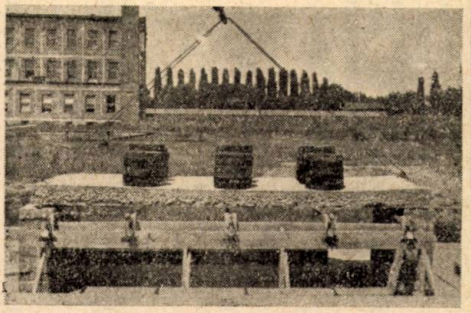


Fig. 1. Placa $L-1$ încărcată

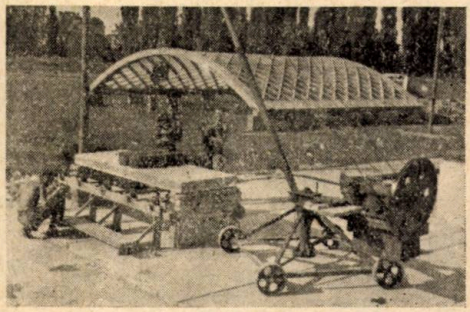


Fig. 2. Încărcarea plăcii $S-2$

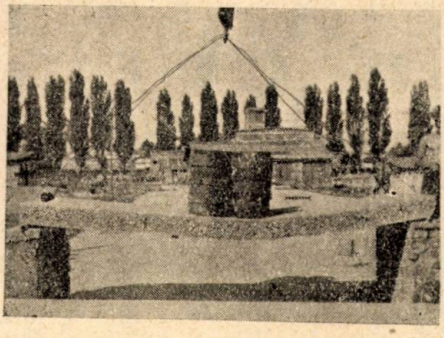


Fig. 3. Placa $S-2$ în momentul ruperii

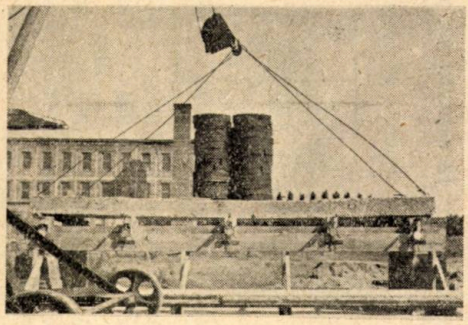


Fig. 4. Placa $S-5$ încărcată

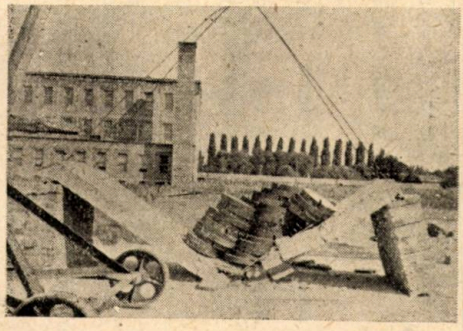


Fig. 5. Placa $S-5$ după rupere

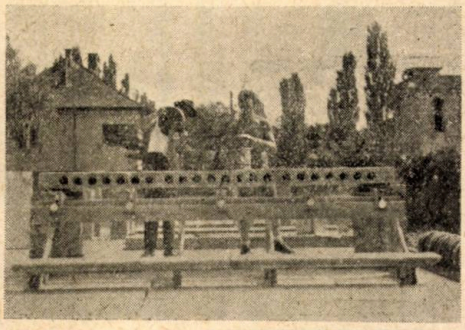


Fig. 6. Încărcarea plăcii $S-8$

Tabela 3

Rezultatele încercării plăcilor la capacitatea portantă și rigiditate.

Felul plăcii	Indicativul plăcii	Vîrsta plăcii la încercare (zile)	R_b kg/cm²	Felul ruperii plăcii	Greutatea plăcii kg/m²	Forța de rupere din sarcini concentr.	Momentul de rupere: Din sarcini concentrate (kgm)	Momentul de rupere: total experimental (kgm)	Momentul de rupere: calculat kgm.	Momentul de rupere: creștere %	Coeficient de siguranță: experimental	Coeficient de siguranță: calculat	Săgeata din sarcini de exploatare: reală mm	Săgeata din sarcini de exploatare: relativă mm.	Săgeata măsurată la forța teoretică de rupere exclusiv greutatea proprie (mm)	Obs.
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
Plăci în trei straturi	*L*—1	28	84	nedefinit (curgerea armături)	185	1740	955	1143	780	+46	3,47	2,38	1,71	1/1660	8,30	plăcile au fost încărcate cu 3 forțe concent.
	S—1			nedefinit (forfecare la reazem)		1440	740	928		+18	2,81		1,93	1/1470	10 30	
	L—2	45	93	la mijloc — se rup 3 bare	185	1360	866	1054	790	+32	3,20	2,40	1,66	1/1720	9,95	
	S—2			la mijloc — se rup 5 bare		1360	866	1054		+32	3,20		1,51	1/1890	6,30	
	L—3	45	115	la mijloc — se rup 2 bare	185	1500	956	1144	794	+44	3,47	2,41	—		5,52	placa fisurată inițial
	L—4	45	120	la mijloc — se rup 5 bare	210	1560	994	1207	795	+52	3,40	2,24	—		8,60	placa fisurată inițial
	S—4			la mijloc — se rup 5 bare		1420	905	1118		+41	3,16		1,45	1/1960	10,00	placa fisurată sub sarcina de exploatare
Plăci cu goluri longitudinate	*L*—5	45	115	forfecare la reazem	150	1520	969	1121	845	+33	3,40	2,56	1,82	1/1560	6,60	
	S—5			la mijloc — se rup 4 bare		1890	1205	1357		+61	4,12		1,57	1/1820	6,02	
	L—6	28	84	forfecare la reazem	150	1650	1052	1204	856	+41	3,65	2,60	2,40	1/1190	12,90	
	S—6			forfecare la reazem		930	593	745		−20	2,26		—		—	
Plăci cu goluri transv.	*S*—8	28	84	la mijloc — se rupe bet. la compresiune	150	920	587	739	856	−21	2,24	2,60	6,05	1/470	—	placa fisurată sub sarcina de exploatare

Notă: 1. $C_{exp.}$ s-a calculat ca raportat la $\frac{P_{rup}}{P_{expl.}}$

2. Săgeata a fost calculată adăugînd la săgeata măsurată din încărcarea efectivă, săgeata calculată după studiul elastic din greutate proprie; excepție placa *S*—8 unde s-a adăugat săgeata calculată după studiul elastico-plastic.

Rezultatele privind capacitatea portantă şi rigiditatea plăcilor sînt cuprinse în tabela 3.

Analiza încercărilor statice a plăcilor arată că în anumite limite rezistenţa betonului nu manifestă o influenţă esenţială asupra capacităţii portante. Astfel la plăcile în trei straturi:

$L-1$ cu $R_b = 84$ kg/cm² are $M_r = 1\,193$ kgm,

$L-3$ cu $R_b = 115$ kg/cm² are $M_r = 1\,144$ kgm,

iar la plăcile cu goluri longitudinale:

$L-5$ cu $R_b = 84$ kg/cm² are $M_r = 1\,204$ kgm,

$L-6$ cu $R_b = 115$ kg/cm² are $M_r = 1\,121$ kgm.

Devierea momentului mediu experimental faţă de momentul teoretic de rupere, reprezintă pentru plăcile în trei straturi $+33\%$, iar pentru plăcile cu goluri longitudinale $+30\%$.

Coeficientul mediu de siguranţă a plăcilor în trei straturi este:

— cu armătură sudată: $c = 3{,}01$,

— cu armătură legată: $c = 3{,}38$,

iar la plăcile cu goluri longitudinale:

— cu armătură sudată: $c = 3{,}19$,

— cu armătură legată: $c = 3{,}50$.

Se observă că plăcile armate cu plase sudate şi cele legate cu sîrmă au aproximativ acelaşi coeficient de siguranţă. Valoarea ceva mai mare a coeficientului mediu de siguranţă al plăcilor cu plase legate cu sîrmă se datoreşte în parte măsurilor constructive care s-au luat, prin îndoirea şi ancorarea unui număr de bare în zona superioară a plăcii. Pe de altă parte nici sudura nu a fost peste tot de calitate excelentă. Astfel la placa $S-6$ s-a constatat în foarte multe puncte dezlipirea sudurii în loc de ruperea barelor de repartiţie. Menţionăm că sîrma $\varnothing$ 4 mm este prea subţire pentru ca să se poată suda în condiţii bune.

Majoritatea plăcilor în trei straturi s-au distrus la mijlocul deschiderii prin atingerea limitei de curgere în armătură. Plăcile cu goluri longitudinale în general s-au rupt lîngă reazeme prin formarea fisurilor oblice din forţe tăietoare (fig. 7), deci se impune îngroşarea pereţilor între goluri şi folosirea unui beton cu marca minimă 110 kg/cm². Plăcile cu goluri transversale s-au distrus prin ruperea zonei comprimate a betonului ceea ce impune mărirea grosimii stratului deasupra golurilor şi folosirea unui beton cu marca de peste 110 kg/cm².

La plăcile în trei straturi s-a constatat o aderenţa perfectă între straturi. Betonul macroporos cu zgură expandată a posedat o rezistenţă suficientă pentru ca distrugerea betonului la forţe de alunecare să nu aibă loc.

La toate plăcile în momentul ruperii, barele marginale s-au smuls din beton (fig. 8) din cauza grosimii prea mici a stratului care înconjoară armătura.

Fisurile în majoritatea cazurilor au apărut în dreptul barelor de repartiţie pe toată lăţimea plăcii, ceea ce dovedeşte că masa de beton a fost antrenată de către armătura de repartiţie (fig. 9).

Sub sarcinile de exploatare în general au apărut fisuri; excepţii au făcut plăcile $S-4$, $S-6$ şi $S-8$. Urmează că la sarcinile de exploatare săgeţile (pentru încărcări de scurtă durată) pot fi calculate considerînd plăcile elemente perfect elastice.

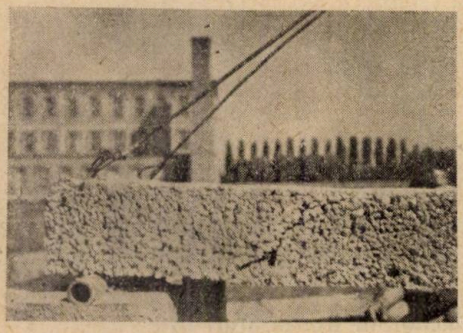


Fig. 7. Fisură la reazem (placa $L-6$)

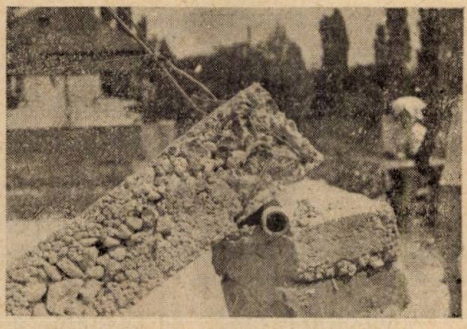


Fig. 8. Armătură smulsă (placa $L-4$)

Săgeţile măsurate sub sarcinile de exploatare au valori destul de mici. Pentru plăcile în trei straturi (în afară de cele cu beton obişnuit) valoarea medie a săgeţilor este de 0,17 cm, adică 1/1680 din deschidere, iar pentru plăcile cu goluri longitudinale valoarea medie a săgeţii este de 0,23 cm, adică 1/1230 din deschidere. Placa cu goluri transversale a avut o săgeată egală cu 0,6 cm, adică 1/430 din deschidere.

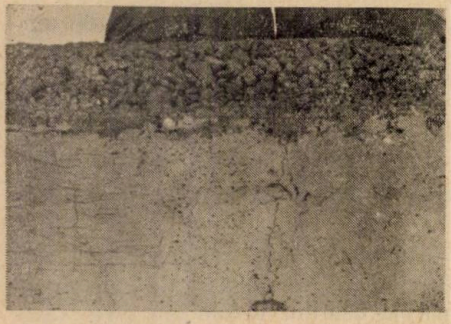


Fig. 9. Deschiderea fisurilor (placa $S-2$)

Influenţa sudării barelor de armătură asupra rigidităţii plăcilor nu reiese suficient de clar. Totuşi comparînd rezultatele măsurătorilor se observă o rigiditate mai pronunţată la plăcile cu plase sudate.

Concluzia la care ajungem din analiza rezultatelor privind rigiditatea plăcilor este că acestea au o rigiditate suficientă la încovoiere, iar săgeţile relative sub sarcinile de exploatare se inscriu pe deplin recomandărilor STAS-R 3600-53 „Plăci prefabricate din beton armat".

3.2. Incercarea la şocuri dinamice şi transport

Plăcile $S-3$ (în trei straturi) şi $S-7$ (cu goluri longitudinale) s-au încercat la şocuri dinamice lăsînd să cadă de la diferite înălţimi, progresiv, o greutate de 20 kg. S-a înregistrat înălţimea la care au apărut fisuri. Placa $S-3$ s-a fisurat la $h=1{,}25$ m, iar placa $S-7$ la $h=1{,}00$ m.

Inainte de încercarea la şocuri dinamice plăcile $S-3$ şi $S-7$ au fost verificate la transport. Acestea au fost aşezate într-un camion şi transportate pe o distanţă de 12 km, din care 5 km şosea asfaltată şi 7 km drum de şantier. După descărcare plăcile nu au prezentat fisuri sau ştirbirea colţurilor.

4. CONSIDERENTE ECONOMICE

Folosirea plăcilor de acoperiş din beton uşor în trei straturi şi cu goluri prezintă o serie de avantaje tehnico-economice.

Prin scăderea greutăţii proprie a plăcilor încărcarea din acoperiş a construcţiei portante se reduce, ceea ce atrage scăderea dimensiunii elementelor, deci economie de material. Un metru pătrat de acoperiş alcătuit din plăci în trei straturi din beton cu zgură expandată are o greutate cu 15% mai mică decît acoperişul echivalent alcătuit din plăci de beton obişnuit (grosime 6 cm), iar acoperişul din plăci cu goluri din beton cu zgură este cu 10% mai uşor; faţă de acoperişul din plăci cu goluri din beton obişnuit, acoperişul din plăci cu goluri din beton cu zgură expandată este cu 33% mai uşor.

Greutatea scazută a elementului face ca transportul şi montarea lor să se facă în condiţii mai bune. La aceeaşi putere de ridicare a macaralelor dimensiunile elementelor prefabricate pot să crească.

Execuţia plăcilor este simplă. Manopera în nici un caz nu depăşeşte cea necesară pentru execuţia chesoanelor din beton obişnuit. La plăcile în trei straturi manopera se reduce şi mai mult, căci operaţia de executare a stratului termoizolator pe acoperiş este înlăturată.

Prin executarea stratului termoizolant din beton macroporos se obţine o importantă economie de ciment. In comparaţie cu un strat echivalent din punct de vedere termic de beton celular, consumul de ciment se reduce cu 61%.

Reducerile de materiale şi manoperă în raport cu plăcile din beton obişnuit pline şi cu goluri sînt trecute în tabela 4.

Tabela 4

Reducerea consumului de materiale şi manoperă la 1 mp de acoperiş cu plăci din zgură expandată

Felul plăcii	Consum de oţel				Consumul de ciment			Cofraj		Manoperă la montarea izolaţiei termice	
	kg.		reduceri %		a plăcii kg.	inclusiv izol. termică		m²	reduceri %	ore	reduceri %
	plase sudate	plase legate	plase sudate	plase legate		kg.	reduceri %				
Placă din beton obişnuit de 6 cm grosime		7,93		0%	18	42	+ 0%	1,00	0%	0,30	0%
Placă din beton obişnuit cu goluri cilindrice		4,36		45%	25,5	59,5	−41%	0,23	77%	0,30	0%
Placă din beton cu zgură expandată cu goluri	2,90	3,42	63%	57%	23,8	39,8	+ 5%	0,23	77%	0,30	0%
Plăci din beton cu zgură expandată în 3 straturi	2,18	2,96	73%	63%	32,2	32,2	+24%	0,27	73%	0,00	100%

Incercările şi observaţiile făcute ne duc la concluzia finală că plăcile de acoperiş în trei straturi şi cu goluri cilindrice din beton cu zgură expandată sînt economice şi oferă calităţi superioare din punct de vedere tehnic, faţă de plăcile din beton obişnuit utilizate în prezent.

BIBLIOGRAFIE

1 Acad. Arh. S.S.S.R., Isledovania procinosti, jestcosti i ustoicivosti crupnopanelnîh construcţii. Moscva Gosstroiizdat 1954.

2. Simonov M. Z. *Beton i jelezobeton na porestîh zapolniteliah.* Moscva Gosstroizdat 1955.

PLAQUES EN TROIS COUCHES (THERMOISOLANTES) ET À ESPACES VIDES CYLINDRIQUES EN BÉTON AU LAITIER EXPANDÉ POUR COUVERTURES INDUSTRIELLES

(RÉSUMÉ)

Le travail présente les résultats expérimentaux concernant la capacité portante, la rigidité, la résistance au choc et au transport, etc., des plaques pour couvertures en béton au laitier expandé, en trois couches (thermoisolantes) et à espaces vides cylindriques longitudinaux, aux dimensions de 99/299 cm.

On a fait l'essai d'un nombre de 15 plaques.

БЕТОННЫЕ ПЛИТЫ С ДОБАВЛЕНИЕМ ВСПУЧЕННОГО ШЛАКА С ЦИЛИНДРИЧЕСКИМИ ПУСТОТАМИ ДЛЯ ПОКРЫТИЯ ЗДАНИЙ ПРОМЫШЛЕННОГО ЗНАЧЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе приводятся экспериментальные данные относительно несущей способности, жесткости, сопротивления на удар и перевозку бетонных плит с примесью вспученного шлака для покрытий в три слоя с цилиндрическими продольными пустотами размером 99/299 см.

В общей сложности были испытаны 15 плит.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

ABACE PENTRU REPREZENTAREA LA SCARA ÎN LAVIURI DE RELIEF A ELEMENTELOR CILINDRICE DESENATE ORTOGONAL

DE

V. POPP

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Prin laviu de relief se înţelege un desen care ne redă în relief forma şi aspectul elementului reprezentat.

Pînă în prezent la corpurile cilindrice au fost studiate şi determinate suprafeţele de aceiaşi intensitate de lumină, numite izofote, numai pentru poziţii particulare. S-au studiat poziţiile cele mai frecvente luate de element în spaţiu, şi anume: poziţia orizontală, verticală şi cîteva poziţii în care axa elementului formează cu orizontala un unghiu diferit de 90° sau 180°.

Soluţionarea problemei pentru o poziţie oarecare a cilindrului s-a făcut folosind sfera unitate iluminată. Cu ajutorul liniilor izofote construite pentru sferă, s-au determinat liniile izofote ale elementului şi ca urmare suprafeţele izofote căutate.

Aceste operaţii, destul de greoaie, au fost eliminate prin folosirea de abace construite pentru cazurile particulare cele mai frecvent survenite. I. Lebel, în cartea sa „Lavis de relief" publicată în limba franceză la Paris în anul 1922, dă asemenea abace.

Intrucît la reprezentarea elementelor cilindrice, acestea pot avea poziţii unghiulare diferite, faţă de planul orizontal, cazuri ce survin destul de des, s-a studiat în prezenta lucrare variaţia izofotelor pentru cilindrul drept circular iluminat de la stînga sus spre dreapta jos, în direcţia diagonalei cubului unitate, şi în cazurile amintite.

Pentru ca trecerea de la o suprafaţă izofotă la următoarea să nu fie prea pronunţată, chiar şi atunci cînd aplicăm executarea laviurilor prin metoda degradării, s-a împărţit diametrul sferei unitate iluminate într-un număr destul de mare, şi anume în 22 părţi egale.

S-au construit liniile izofote pentru această sferă (fig. 1).

La desenarea ortogonală, în general toate elementele se găsesc în planuri paralele cu planul de reprezentare. Dacă elementul are părţi care se găsesc

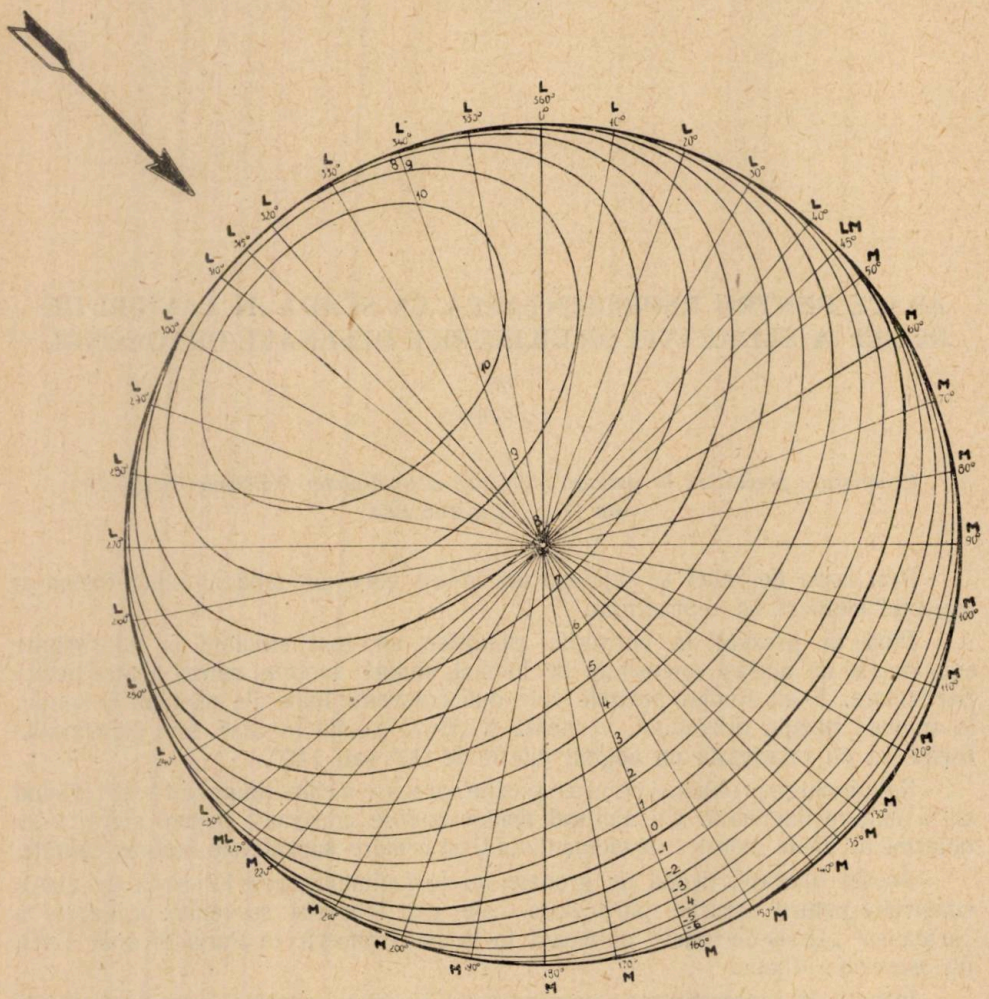


Fig. 1. Construcţia liniilor izolate pentru sferă

în planuri diferite, se execută atîtea desene ortogonale cîte sînt necesare pentru ca fiecare parte să fie desenată în poziţia paralelă cu planul de reprezentare. Pentru acest motiv s-a considerat că cilindrul drept circular ia poziţii unghiulare diferite faţă de planul orizontal, dar axa lui se găseşte tot timpul într-un plan paralel cu planul vertical de reprezentare.

S-au determinat punctele de intersecţie ale liniilor izofote de pe sfera unitate cu urma planului bazei cilindrului pentru poziţiile din 10 în 10 grade a inclinaţiei axei sale faţă de planul orizontal.

Pe scara suport gradată din 10 în 10 grade, unde distanţa pentru 10 grade a fost luată egală cu 3 cm, ceea ce revine că 1 mm este egal cu 20′, s-au trasat verticalele *LM* în locurile corespunzătoare şi avînd lungimea diametrului sferei unitate iluminate (fig. 3).

Pe aceste verticale s-au trasat punctele izofote corespunzătoare rezultate din intersecţia liniilor izofote de pe sfera unitate cu urma planului bazei cilindrului drept circular.

S-a notat întotdeauna cu *L* capătul diametrului *LM* al cilindrului care este mai apropiat de sursa de lumină şi cu *M* capătul mai îndepărtat. Cînd axa cilindrului se găseşte pe direcţia luminei, ambele capete ale diametrului se găsesc la aceeaşi distanţă de sursa de lumină (sînt iluminate la fel).

In cazul cînd pe verticalele ridicate pe scara suport gradată se trasează punctele izofote, în aşa fel ca primul punct de măsurare de pe sferă să se găsească întotdeauna jos sau sus, la unirea punctelor izofote prin curbe, se obţin curbe izofote continui.

Dacă punctul *L* se trasează întotdeauna sus sau jos şi *M* vice versa, atunci la unirea punctelor izofote prin curbe se obţin la curbele izofote puncte de inflexiune, în poziţiile cînd axa elementului se găseşte pe direcţia de lumină (fig. 2).

Ambele procedee sînt bune şi duc la acelaşi rezultat.

S-a aplicat procedeul al doilea, fiind mai clar, deoarece întotdeauna avem *L* sus şi *M* jos, sau vice versa (fig. 3).

S-a construit semidiagrama pentru înclinaţia de la 0° pînă la 180°, deoarece de la 180° la 360° se repetă.

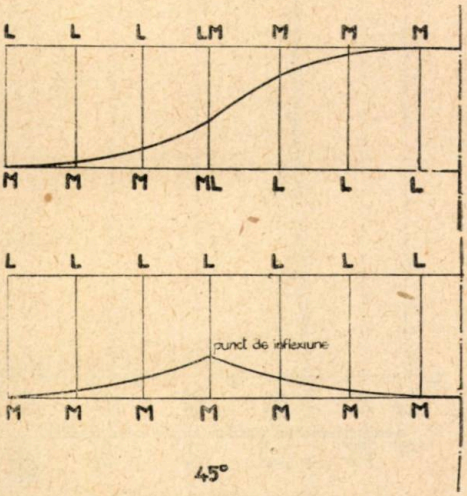


Fig. 2. Curbe izofote cu şi fără puncte de inflexiune

Şi această semidiagramă s-a redus la o pătrime de diagramă avînd părţi simetrice.

Dacă se dă un cilindru cu axa sa înclinată faţă de planul orizontal cu un unghiu dat, cilindrul avînd diametrul dat, cu ajutorul diagramei se pot determina liniile izofote ale cilindrului în următorul fel:

Se duce o verticală pe scara suport gradată, la diviziunea corespunzînd unghiului de inclinaţie a axei cilindrului faţă de orizontală.

Această verticală are lungimea *LM* şi este intersectată în puncte de liniile izofote din diagramă.

Se ia lungimea *LM*, pe care s-au însemnat punctele de intersecţie ale liniilor izofote din diagramă şi se reduc proporţional, împreună cu distanţele dintre punctele izofote, la diametrul cilindrului dat (fig. 3).

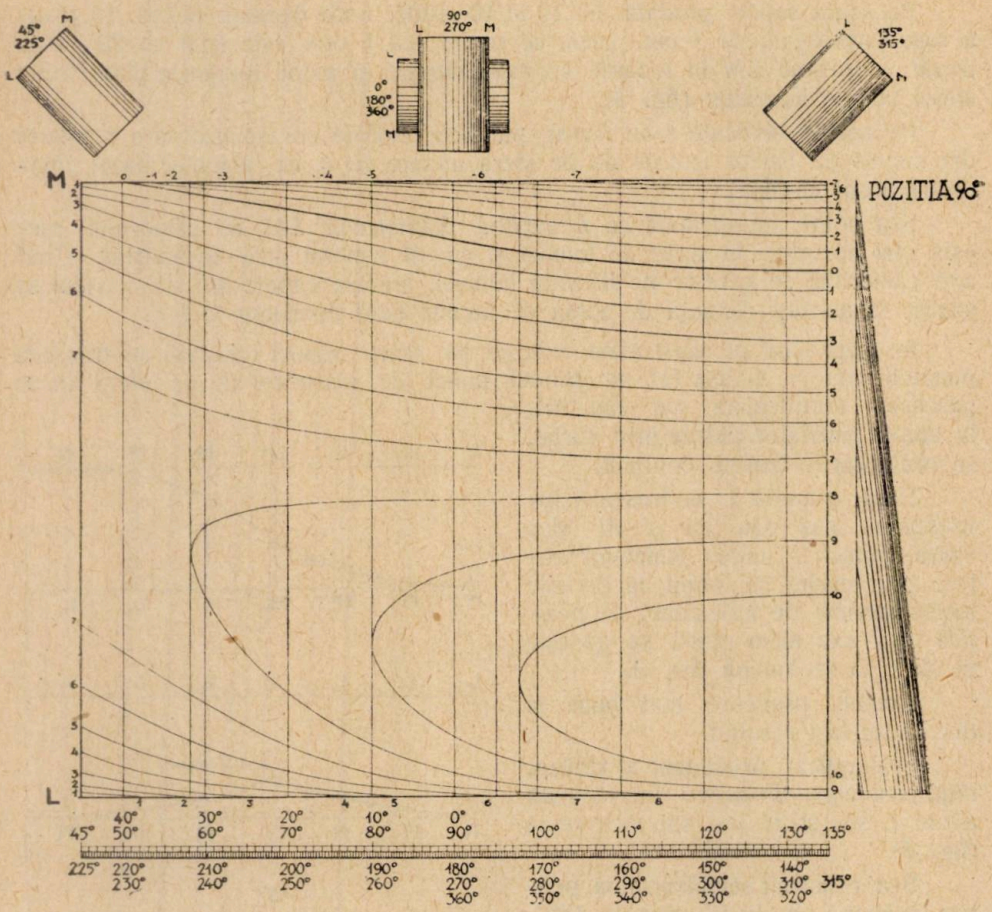


Fig. 3. Variaţia liniilor izofote pentru cilindrul drept circular, avînd poziţii unghiulare diferite faţă de planul orizontal şi axa sa tot timpul într-un plan paralel cu planul de proiecţie

Punctele izofote ce se obţin pe diametrul cilindrului se găsesc aşezate la distanţe proporţionale cu distanţele punctelor rezultate din intersecţia liniilor izofote din diagramă cu lungimea totală *LM*.

Dacă prin aceste puncte se trasează generatoare la cilindru, se obţin suprafeţele izofote căutate, cu intensităţile de lumină respective.

Aceste suprafeţe urmează să fie acoperite cu tente folosind metoda suprapunerii sau a degradării.

Studiul izofotelor pentru cazul generalizat dă posibilitatea rezolvării problemei laviurilor elementelor cilindrice drepte circulare, cînd cilindrul ia poziţii unghiulare diferite faţă de planul orizontal, dar axa lui se găseşte tot timpul într-un plan paralel cu planul vertical de reprezentare.

Diagrama construită poate servi la construirea ştiinţifică a izofotelor, practic şi expeditiv.

Ea poate fi folosită pentru o redare la prima vedere şi în relief a formei şi aspectului elementelor cilindrice întîlnite la desenele de detalii în tehnică.

BIBLIOGRAFIE

1. Lebel J, *Lavis de relief*, Librairie Vuibert Paris, 1922
2. Wiener Gh., *Lehrbuch der Darstellenden Geometrie* Teubner Leipzig, 1887.
3. Rohn K. şi Papperitz E. *Lehrbuch der Darstellenden Geometrie* Von Veil Leipzig, 1896.

ABAQUES POUR LA REPRÉSENTATION À L'ÉCHELLE EN LAVIS DE RELIEF DES ÉLÉMENTS CYLINDRIQUES DESSINÉS ORTHOGONALEMENT.

(RÉSUMÉ)

On donne l'étude de la variation des isophotes du cylindre droit circulaire, éclairé de gauche (haut) à droite, en direction de la diagonale du cube unité, pour le cas où le cylindre prend des positions angulaires différentes par rapport au plan horizontal, mais son axe se trouve, tout le temps, dans un plan parallèle au plan vertical. C'est ce qui arrive dans le cas du dessin orthogonal.

On donne, ensuite, la méthode par laquelle on trouve immédiatement les lignes isophotes pour n'importe quel diamètre du cylindre.

АБАКИ ДЛЯ МАСШТАБНОГО ВЫЧЕРЧИВАНИЯ С ОТТЕНЕНИЕМ ТУШЬЮ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЭЛЕМЕНТОВ НАЧЕРЧЕННЫХ ОРТОГОНАЛЬНО

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматривается изменение изофот правильного цилиндра освещенного сверху и слева направо, по направлению диагонали единичного куба, для случая когда цилиндр принимает различные угловые положения по отношению к горизонтальной плоскости, с условием чтобы его ось находилась непрерывно в плоскости параллельной вертикальной плоскости, случай встречающийся в ортогональном изображении.

Предлагается также метод получения изофот для любого диаметра цилиндра.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

VARIAŢIA CANTITATIVĂ A PROVITAMINEI A ÎN PLANTELE FURAJERE ÎN DECURSUL PERIOADEI DE VEGETAŢIE INFLUENŢA INGRĂŞĂMINTELOR MINERALE

DE

J. DICK, S. BODREANU-RUSU, V. POPOVICI

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Importanţa incontestabilă a provitaminei A (carotina) pentru viaţa organismului animal şi vegetal, se manifestă din punct de vedere social-economic în primul rînd prin rolul imens ce-l joacă în creşterea animalelor.

Pentru creşterea animalelor problema ce se pune este asigurarea unei alimentaţii vegetale cît mai bogate în carotină.

De conţinutul şi păstrarea intactă a provitaminei A în alimentele de natură vegetală în general şi în plantele furajere în special, este strîns legată necesitatea de a cunoaşte cît mai precis variaţia ei cantitativă în organismul vegetal în decursul perioadei de vegetaţie.

Se ştie că provitamina A este supusă în timpul vegetaţiei, unei variaţii în ceea ce priveşte cantitatea ei în diversele stadii de vegetaţie. Această problemă nu este încă pe deplin lămurită în ceea ce priveşte ritmul acumulării, variaţia cantitativă a provitaminei A în tot timpul şi în special la sfîrşitul vegetaţiei.

Incontestabil că provitamina A se acumulează în plantă pînă la o anumită perioadă de vegetaţie.

După unii autori carotina creşte, după alţii dispare sau rămîne constantă [1—10].

Numărul cercetărilor care urmăresc variaţia cantitativă a provitaminei A pe întreg cursul perioadei de vegetaţie, este redus. Majoritatea cercetărilor se rezumă la determinarea carotinei în frunze verzi şi în frunze îngălbenite, constatînd în majoritatea cazurilor o scădere în acestea din urmă.

In studiile publicate de noi în Biochem. Zeitschrift am descris variaţia cantitativă a provitaminei A, xantofilei şi clorofilei în frunze de salcie (Salix fragilis) şi de plop (Populus alba) [11]. In cursul acestor cercetări am constatat

că provitamina A se acumulează în frunzele de salcie şi plop pînă la sfîrşitul perioadei de creştere şi rămîne constantă apoi pînă aproape de sfîrşitul vegetaţiei.

Studiul de faţă a fost întreprins pentru a aduce o contribuţie la rezolvarea problemei variaţiei cantitative a provitaminei A în plantele furajere, ţinînd seama de considerentele arătate în introducere.

In acest studiu am urmărit:

a) Variaţia cantitativă a provitaminei A în cîteva specii de plante furajere pe întreaga perioadă de vegetaţie.

b) Variaţia cantitativă a carotinei în aceleaşi specii de plante sub influenţa unor îngrăşăminte minerale.

In ceea ce priveşte variaţia cantitativă a provitaminei A în plantele furajere s-au găsit cantităţi mai mari de carotină în primele faze de creştere [12—13]. Noi, în cercetările noastre anterioare, am găsit maximum de carotină la sfîrşitul perioadei de creştere [11].

Comportarea provitaminei A spre sfîrşitul vegetaţiei a fost amintită mai sus. Aci rezultatele indicate de literatură sînt cu totul contradictorii [1—10].

Pe de altă parte majoritatea cercetărilor arată o influenţă favorabilă a îngrăşămintelor asupra formării vitaminelor în general şi asupra conţinutului de carotină în special, deşi de multe ori plantele acumulează pe soluri neîngrăşate cantităţi mai mari de vitamine, iar o aplicare unilaterală de îngrăşăminte ar avea ca urmare o scădere a vitaminei [14—21].

Prin urmare şi această problemă mai necesită continuarea cercetărilor, mai ales dacă ţinem seama de faptul că majoritatea experienţelor în această direcţie au fost efectuate prin îngrăşări suplimentare lunare, ceea ce indică mai mult o urmărire principială a problemei, decît latura practică.

Scopul urmărit în studiul de faţă este stabilirea perioadei optime de recoltare a plantelor furajere, stabilirea conţinutului de carotină la sfîrşitul vagetaţiei şi influenţa îngrăşămintelor asupra formării şi acumulării ei.

In prima parte a studiului întreprins am urmărit variaţia cantitativă a carotinei, pe întreaga perioadă de vegetaţie, în lucernă (Medicago sativa) şi în Raigras (Lolium perenne) în general şi sub influenţa îngrăşămintelor, în special. Am urmărit variaţia provitaminei A şi în porumbul furajer.

Pentru cercetarea pe cale experimentală a problemelor de mai sus, am organizat un microcîmp de experienţă. Ingrăşămintele minerale au fost administrate cu 3—4 zile înainte de însămînţare sub formă de soluţie.

Tratamentele pentru studiul influenţei îngrăşămintelor chimice, au fost următoarele:

1) martor—parcela neîngrăşată;

2) parcela îngrăşată cu $(NH_4)_2SO_4$ calculînd 60 kg N/ha;

3) parcela îngrăşată cu Na_2HPO_4 calculînd 60 kg P/ha exprimat în P_2O_5.

Lucrările de întreţinere au fost cele prevăzute în minimele agrotehnice.

Din suprafaţa fiecărei parcele s-a cosit jumătate, pentru a urmări şi totodată a verifica variaţia cantitativă a carotinei şi în lăstarii şi plantele care cresc şi se regenerează după cosire.

Probele pentru analize s-au ridicat la intervale de 3—16 zile, în intervale mai scurte la începutul vegetației cînd, conform presupunerilor noastre, valoarea cantitativă a provitaminei A ar suferi o fluctuație simțitoare. Pe măsură ce plantele au înaintat în perioada de vegetație, am mărit și intervalul pentru ridicarea probelor.

Pregătirea materialului s-a făcut în mod uzual.

Metoda ce urma să fie aplicată la dozarea carotinei, constituie o problemă în sine.

In cazul nostru, fiind vorba de determinări în serie și variații sensibile de carotină, pentru extracție, separare de alți pigmenți galbeni însoțitori și dozare, metoda ce se adoptă trebuie să fie expeditivă și precisă.

Problema unei metode expeditive pentru dozarea carotinei, constituie actualmente obiectul unui studiu în laboratorul nostru.

Pînă la terminarea acestui studiu, dozarea carotinei s-a efectuat în ucrarea de față, pe cale fotometrică (Pulfrich), după metoda de extracție și de separare de xantofilă, descrisă de noi [22].

MODUL DE LUCRU

Se iau în lucru 2 g masă verde, se triturează cu pulbere de sticlă sau nisip (aproximativ 30 g la 100 g vegetale). Se umectează cu alcool și se filtrează prin Büchner pe hîrtie de filtru. Se repetă extracția cu alcool, pînă ce acesta trece incolor (4—5 extracții). Se afînează masa de fiecare dată cu o spatulă, se lasă 3—5 minute în repaus și se filtrează. Se amestecă cu benzină pură sau eter de petrol și se filtrează după 5 minute. Se repetă extracția pînă ce benzina trece de asemenea incoloră (3—4 ori).

Filtratul se tratează cu o soluție de KOH în alcool metilic (20 g KOH + +8 cmc H_2O + 100 cmc CH_3OH) într-o proporție de 20 cmc la 250 cmc extract de benzină. Se formează un precipitat mai mult sau mai puțin vîscos, se adaugă puțină apă, se lasă în repaus timp de 20 minute, se trece într-o pîlnie de separație și se spală cu benzină. Resturile brune constau exclusiv din pigmenți ușori solubili în apă. Se agită în pîlnia de separație și se separă după cîteva minute săpunul de clorofilă de culoare verde-brună.

Stratul clar de culoare galbenă rămas, conține carotină brută, care trebuie purificată de xantofilă, substanțe însoțitoare de natură ceroasă, grăsimi și eventual pigmenți solubili în apă. In acest scop, soluția se tratează cu puțină apă și cîteva picături de soluție de KOH în alcool metilic, se agită puternic și după cîteva minute se separă stratul apos. Spălarea cu apă se repetă de 3—4 ori. Se spală apoi de 5 ori cu alcool metilic, care conține 10 cmc apă distilată la 100 cmc alcool, agitînd de fiecare dată puternic și lăsînd soluția cîteva minute în repaus. Urmează trei spălări alternative cu apă și alcool metilic pur, apoi de 3—4 ori cu alcool etilic, care conține 10 cmc apă distilată la 100 cmc alcool de 95% și în fine de 2 ori alternativ cu apă și alcool etilic de 95%. De fiecare dată se agită puternic și se lasă în repaus timp de 3—5 minute.

La sfîrşit se mai spală odată cu alcool de 95%, care se îndepărtează după 10—15 minute.

In extractul obţinut se dozează carotina la fotometru.

Curba de extincţie s-a stabilit cu ajutorul carotinei pure cu punctul de topire 184°C (corect.), preparată în laboratorul nostru. Carotina sub forma cea mai pură (p. de fuz. 184°C corect.) a fost obţinută din morcovi după un procedeu descris de noi (1. c. 22]. Drept etalon s-a luat o soluţie obţinută prin dizolvarea a 0,03 g carotină pură (p. de fuz. 184°C) în 100 cmc benzină, diluată apoi cu benzină 1 : 100, cu $\varepsilon = 0{,}599$.

INTERPRETAREA REZULTATELOR

Rezultatele obţinute sînt redate în tabelele I—VII, iar curbele corespunzătoare în fig. 1—7.

Din tabela I şi graficul 1 reiese variaţia cantitativă a provitaminei A în Raigras cultivat pe parcela martor, în decursul unei vegetaţii de 157 zile. Din

Tabela 1

Lolium perenne. Martor

Nr. crt.	Data 1955	Zile de vegetaţie	Aspectul plantei	Găsit carotină în substanţă proaspătă mg %	Găsit carotină în substanţă uscată mg %	Observaţii
1	27 05	8	verde-gălbui	—	—	masă verde ins.
2	2 06	14	„	6,57	31,87	
3	6 06	18	„	9,19	45,95	
4	14 06	26	„	11,62	55,84	
5	11 06	29	verde	12,94	64,70	Administr. apă
6	21 06	33	„	11,98	58,39	
7	24 06	36	„	10,69	53,45	
8	27 06	39	„	9,28	45,11	
9	2 07	44	„	6,64	33,20	
10	5 07	47	„	—	—	Proba ratată
11	8 07	50	„	6,41	32,16	
12	23 07	65	„	6,39	32,86	
13	7 08	80	„	7,74	36,09	
14	13 08	86	„	6,64	35,88	
15	19 08	92	„	7,14	36,59	Cosit 1/2 parcelă
16	25 08	98	„	7,54	36,94	
17	8 09	111	„	7,14	37,06	
18	21 09	123	„	7,83	36,09	
19	30 09	132	„	7,54	33,82	
20	11 10	144	„	7,14	35,70	
21	24 10	157	„	7,08	35,40	
22	22 12	216	„	9,12	38,00	
Recolta II						
1	2 09	105	verde	7,14	42,00	
2	14 09	117	„	7,06	41,48	
3	21 09	124	„	7,06	37,16	
4	5 10	138	„	7,00	35,00	
5	24 10	147	„	7,02	35,10	

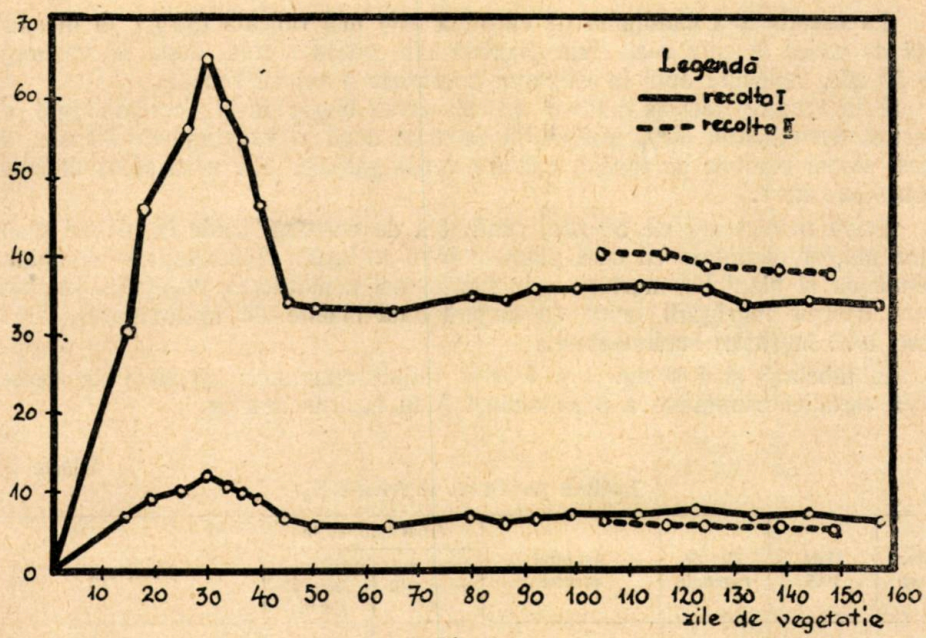


Fig. 1

datele analitice se constată o acumulare a carotinei, care după primele 30 zile de vegetație, atinge valoarea maximă. Carotina scade apoi în următoarele 10 zile și după o vegetație de aproximativ 40 zile, se oprește la o valoare, care rămîne constantă pînă la sfîrșitul lui octombrie. Chiar și în probele ridicate în luna decembrie, această cantitate rămîne încă neschimbată.

La recolta a doua, Raigras de pe parcela martor indică o cantitate de carotină ceva mai ridicată (umiditate mai scăzută), decît aceea la care a rămas constantă prima recoltă, păstrîndu-și aceeași valoare și la intrarea în iarnă.

Culoarea plantelor variază de la verde-gălbui la verde, după o vegetație de aproximativ 30 zile. Această schimbare de culoare coincide cu acumularea maximă a carotinei.

Acumularea de carotină are loc prin urmare, pînă la o valoare optimă în prima lună de vegetație.

Rezultatele cuprinse în tabela 2 și redate în sistemul grafic din fig. 2, au fost obținute la analiza de Raigras de pe parcela îngrășată cu N_{60}.

Din datele analitice se constată o acumulare de carotină într-un ritm intens, care atinge și aici valoarea maximă după aproximativ 30 zile de vegetație, însă la un aspect încă verde-gălbui al plantelor. Totodată conținutul de carotină este cu aproximativ 50% mai ridicat decît în plantele martor.

In următoarele 20 zile carotina scade apoi la o valoare care coincide cu aceea din plantele martor și care rămîne constantă pînă la sfîrșitul lui octombrie, cantitate cu care intră — după rezultatele ultimelor noastre analize — de altfel și în iarnă.

La recolta 2-a cantitatea de carotină este mai ridicată (30%) la început, față de aceea la care s-au fixat plantele din prima recoltă după o vegetație de 50 zile, revenind apoi la valoarea constantă a primei recolte.

Prin urmare Raigras cultivat pe un teren bogat în N, conține față de martor, aproximativ 50% mai multă carotină după o vegetație de 30 zile. In acest stadiu plantele au încă o culoare verde-gălbuie. Ele n-au ajuns la completa dezvoltare.

După o vegetație de 50 zile, cantitatea de carotină scade la nivelul plantelor martor, cantitate cu care plantele intră în iarnă. Acest fapt — conținutul identic cu al plantelor martor — în fazele mai înaintate de vegetație, se datorește desigur îngrășării unice (o singură dată înainte de însămînțare), adică lipsei unei îngrășări suplimentare.

In tabela 3 și 4 și fig. 3 și 4 sînt redate rezultatele obținute la cercetarea variației cantitative a provitaminei A în lucerna martor.

Tabela 2

Lolium perenne. Ingrășat N_{60}

Nr. crt.	Data 1955	Zile de vegetație	Aspectul plantei	Găsit carotină în substanță proaspătă mg %	Găsit carotină în substanță uscată mg %	Observații
1	27 05	18	verde-gălbui	9,02	45,10	
2	2 06	24	„	18,73	83,65	
3	6 06	30	„	19,52	97,60	
4	14 06	38	„	16,35	81,75	
5	17 06	41	verde	11,92	59,60	Administr. apă
6	21 06	45	„	10,11	50,55	
7	24 06	48	„	8,85	44 25	
8	27 06	51	„	6,98	34,90	
9	2 07	56	„	5,24	28,14	
10	5 07	59	„	7,01	35.89	
11	8 07	62	„	6,81	35,78	
12	23 07	77	„	5,84	29,72	
13	7 08	92	„	5,79	27,59	
14	13 08	98	„	6,15	30,75	
15	19 08	104	„	6,47	32,02	Cosit 1/2 parcelă
16	25 08	110	„	5,79	27,59	
17	8 09	124	„	7,83	35,59	
18	21 09	137	„	7,69	35,10	
19	30 09	146	„	7,21	33,69	
20	11 10	158	„	7,49	33,04	
21	24 10	171	„	6,81	34,05	
22	22 12	230	„	9,58	39,71	
Recolta II						
1	2 09	118	verde	7,83	46,06	
2	14 09	130	„	7,83	46,08	
3	21 09	137	„	7,42	41,10	
4	4 10	151	„	7,38	35,14	
5	24 10	170	„	6,81	34,05	

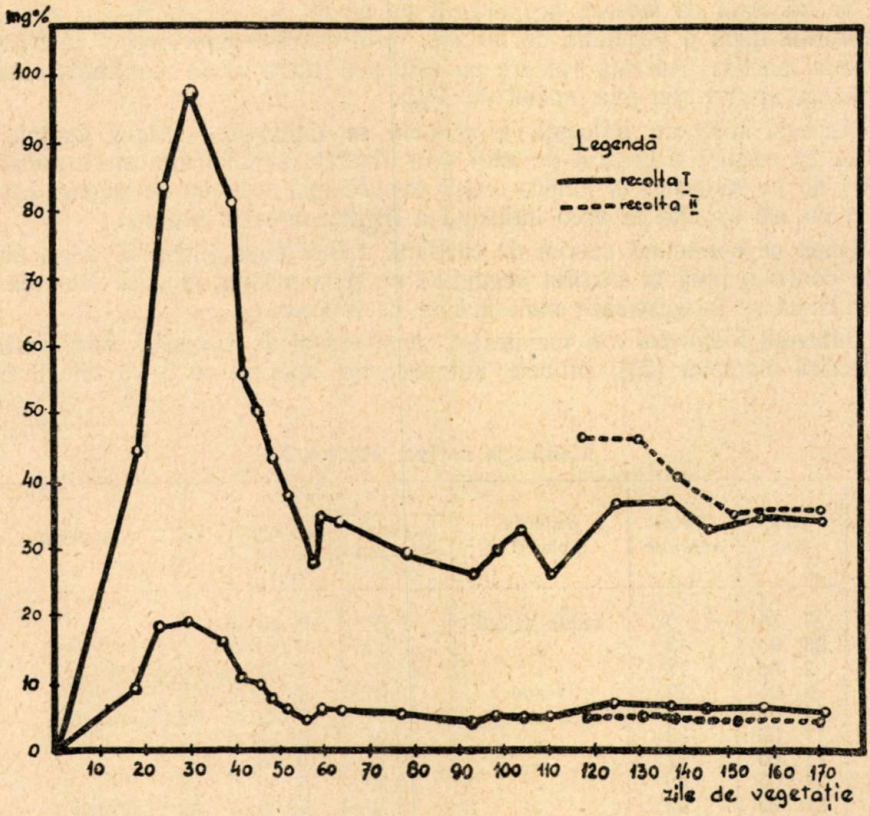


Fig. 2

Plantele indică o acumulare de carotină, care atinge un maxim după o vegetație de 18 zile. Aspectul plantelor în această fază indică o creștere incompletă, cu o culoare verde-gălbuie, iar valoarea cea mai ridicată a carotinei este atinsă cu mult înainte de înflorire.

După o vegetație de 20 zile se înregistrează scădere succesivă a carotinei, pînă la sfîrșitul vegetației. La sfîrșitul lui septembrie, lucerna nu mai conține — sau conține doar urme — de carotină.

La recolta 2-a se înregistrează o cantitate de provitamină A mult mai ridicată, față de plantele din prima recoltă la aceeași dată, ca apoi să scadă într-un ritm identic.

Prin urmare la lucernă, carotina, după o acumulare maximă în primele faze de creștere scade, pentru a dispare complet la sfîrșitul perioadei de vegetație.

Rezultatele obținute la cercetarea variației cantitative a provitaminei A în lucerna de pe parcela îngrășată cu N_{60} și P_{60}, sînt redate în tabela 5 și 6 și fig. 5 și 6.

Se constată că lucerna acumulează pe un sol îngrăşat cu $N_{60}P_{60}$ maximum de carotină după o vegetaţie de 20 zile, prin urmare după acelaşi interval ca şi planta martor. Această valoare nu este mai mare decît conţinutul maxim din planta martor (un plus numai de 5%).

Această lipsă de influenţă a azotului se datoreşte desigur faptului că lucerna îşi asigură necesarul de azot prin fixarea azotului atmosferic în nodozităţile de pe rădăcini. In lumina celor expuse mai sus, nu ne putem aştepta şi nici nu am scontat la vreo influenţă a îngrăşămintelor azotate.

După ce conţinutul maxim de carotină a fost atins (după 20 zile), acesta scade continuu pînă la sfîrşitul vegetaţiei ca şi la martor. Şi aici valoarea cea mai ridicată se înregistrează mult înainte de înflorire.

Influenţa fosforului s-a manifestat, cum era şi de aşteptat, prin grăbirea maturizării plantelor [23], primele inflorescenţe apărînd cu 5—6 zile înaintea

Tabela 3

Medicago sativa. Martor 1.

Nr. crt.	Data 1955	Zile de vegetaţie	Aspectul plantei	Găsit caroti'nă în substanţă proaspătă mg %	Găsit caroti'nă în substanţă uscată mg %	Observaţii
1	24 05	9	verde-gălbui	5,67	37,80	
2	28 05	13	„	11,42	76,13	
3	2 06	18	„	14,05	93,69	
4	6 06	22	verde	13,05	87,00	
5	14 06	30	„	12,24	61,20	Administr. apă
6	17 06	33	„	12,24	61,20	
7	21 06	37	„	12,13	60,65	
8	24 06	40	„	10,20	51,00	
9	27 06	43	„	8,10	40,50	Apar. primelor inflorescenţe
10	2 07	48	„	6,47	32,35	
11	5 07	51	„	6,47	32,35	
12	13 07	59	„	5,45	27,25	
13	21 07	67	„	—	—	Proba ratată
14	26 07	72	„	4,08	19,00	
15	7 08	84	„	4,43	17,69	
16	13 08	90	„	4,09	15,73	
17	19 08	96	„	2,90	11,15	
18	25 08	102	„	2,04	7,85	
19	3 09	111	„	1,87	7,19	
20	14 09	122	verde-cenuşiu	1,21	4,20	
21	21 09	129	„	urme		
Recolta II						
1	25 08	102	verde	6,30	39,81	
2	2 09	110	„	5,61	33,00	
3	14 09	122	„	4,59	30,02	
4	21 09	129	„	4,53	30,03	
5	30 09	138	„	4,84	24,68	
6	5 10	143	„	5,24	21,98	
7	24 10	162	„	4,50	20,83	

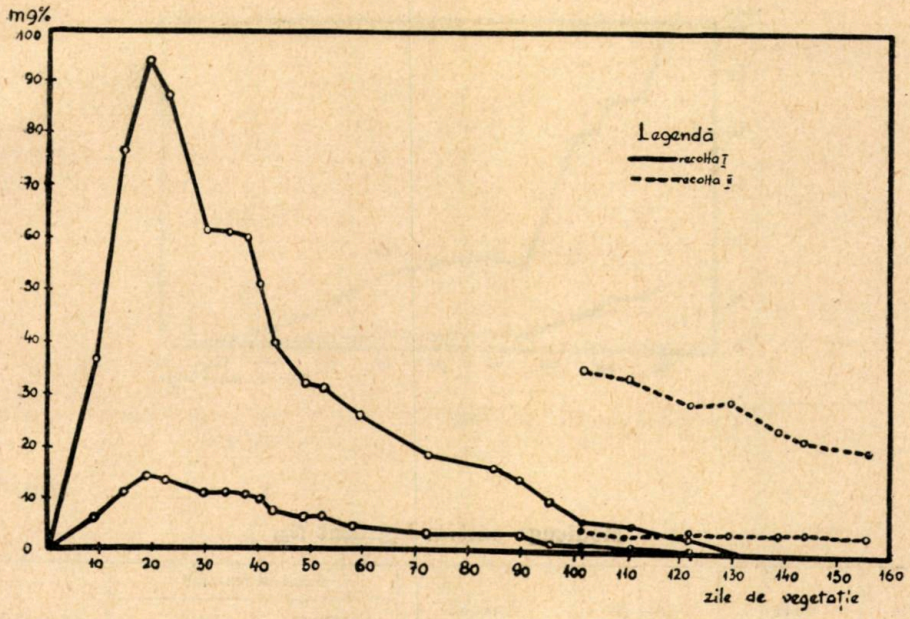


Fig. 3

Tabela 4

Medicago sativa Martor 2

Nt. crt	Data 1955	Zile de vegetație	Aspectul plantei	Găsit carotină în substanță proaspătă mg %	Găsit carotină în substanță uscată mg %	Observații
1	24 06	40	verde	11,31	56,55	Aparitia primelor inflores-cențe
2	27 06	43	„	9,02	46,31	
3	2 07	48	„	8,86	44,30	
4	5 07	51	„	7,80	37,87	
5	13 07	54	„	6,87	34,35	
6	21 07	64	„	2,97	15,63	
7	29 07	71	„	3,48	17,00	
8	7 08	81	„	3,38	15,37	
9	13 08	87	„	3,40	14,28	
10	19 08	93	„	2,97	12,48	
11	25 08	99	„	2,21	8,50	
12	2 09	106	„	1,69	6,50	
13	8 09	112	„	1,02	3,99	
14	14 09	118	verde-cenușiu	0,23	0,79	
15	21 09	125	„	—	—	

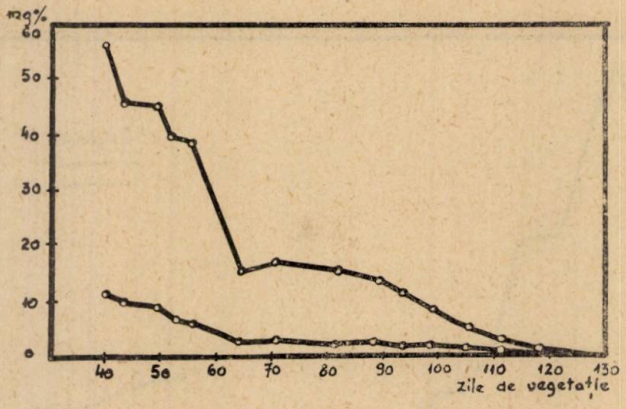


Fig. 4

Tabela 5

Medicago sativa. Ingrășat N_{60}

Nr. crt	Data 1955	Zile de vegetație	Aspectul plantei	Găsit în carotină		Observații
				substanță proaspătă mg %	substanță uscată mg %	
1	24 06	42	verde	13,32	66,60	
2	27 06	45	„	11.34	54.78	Aparitia primelor inflorescențe
3	2 07	50	„	8,10	40,50	
4	5 07	53	„	7,91	38,19	
5	13 07	61	„	5,65	28,25	
6	21 07	69	„	5,36	26,84	
7	26 07	77	„	4,16	18,73	
8	7 08	86	„	5,03	22,86	
9	13 08	92	„	5,20	21,86	
10	19 08	98	„	3,30	14 39	
11	25 08	104	„	2,38	9,15	
12	2 09	112	„	2,21	8,50	
13	8 09	118	„	0,58	2,26	
14	14 09	124	verde-cenușiu	0,29	1,01	
15	21 09	131	„	—	—	
Recolta II						
1	2 09	112	verde	5,14	34,26	
2	8 09	118	„	4,88	32,53	
3	21 09	131	„	5,94	31,90	
4	30 09	140	„	6,21	29,95	
5	5 10	145	„	7,80	30,50	

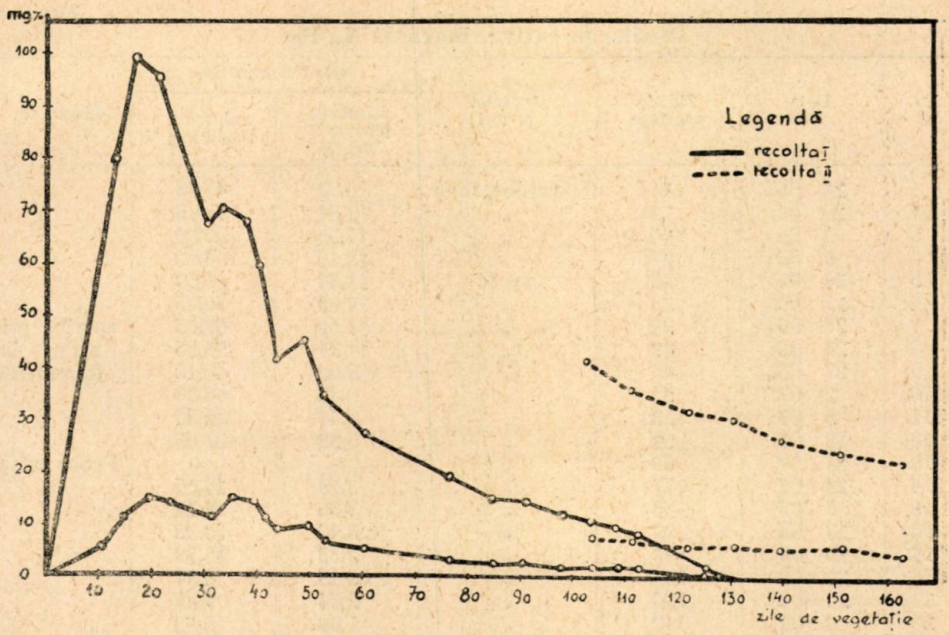


Fig. 5

celor din parcela martor şi din parcela îngrăşată cu azot. Asupra acumulării carotinei fosforul n-a avut nici o influenţă.

In ceea ce priveşte cantitatea de carotină din probele de lucernă îngrăşată, provenite din recolta 2-a, ea este de asemenea identică cu valoarea obţinută la martor.

Prin urmare lucerna cultivată pe un sol bogat în azot, nu conţine mai multă carotină decît martorul.

Acest rezultat negativ, confirmă şi întăreşte cu atît mai mult, influenţa favorabilă a îngrăşămîntului azotat aplicat la Raigras.

In tabela 7 respectiv fig. 7 sînt redate rezultatele obţinute la urmărirea carotinei în porumbul furajer (Zea Mays).

Conţinutul de carotină a fost urmărit de la o fază de creştere care asigură un minim de masă verde rentabilă şi anume după o vegetaţie de 20 zile.

Cantitatea de carotină scade în porumbul furajer continuu pînă la înflorire, dispare apoi după 75 zile de vegetaţie.

Problemele şi rezultatele interpretate în lucrarea de faţă, vor fi urmărite prin repetarea încercărilor asupra aceloraşi şi altor specii de plante. De asemenea vom urmări formarea şi fluctuaţia carotinei în plantele furajere sub influenţa altor îngrăşăminte, precum şi stabilirea perioadei de recoltare, ţinînd seama în afară de provitamina A şi de alţi factori nutritivi importanţi.

Tabela 6

Medicago sativa. Ingrășat N_{60} P_{60}

Nr. crt	Data 1955	Zile de vegetație	Aspectul plantei	Găsit carotină în substanță proaspătă mg %	Găsit carotină în substanță uscată mg %	Observații
1	24 05	11	verde-gălbui	6,02	40 13	
2	28 05	15	„	11,81	78.73	
3	2 06	20	„	14,95	99,00	
4	6 06	24	„	14,10	94,00	
5	14 06	32	verde	11,31	66,53	
6	17 06	35	„	14,05	70,25	
7	21 06	39	„	13,59	67,95	aparitia primelor inflorescențe
8	24 06	42	„	11,31	56,55	
9	27 06	45	„	8,02	40.10	
10	2 07	50	„	8,86	44.30	
11	5 07	53	„	6,47	32,35	
12	13 07	61	„	5,53	27,65	
13	21 07	69	„	—	—	Proba ratată
14	26 07	77	„	3,73	18,65	
15	7 08	86	„	3,39	14.12	
16	13 08	92	„	3,40	13,38	
17	19 08	98	„	2,83	10,88	
18	25 08	104	„	2,16	8,31	
19	30 08	109	„	2,04	7,84	
20	2 09	112	„	1,80	6,92	
21	14 09	124	verde-cenușiu	0,43	1,48	
22	21 09	131	„	—	—	
Recolta II						
1	25 08	104	verde	5,50	39,29	
2	2 09	112	„	5,34	34,00	
3	14 09	124	„	4,42	29,53	
4	21 09	131	„	4,32	28,80	
5	30 09	140	„	4,19	23,28	
6	5 10	145	„	5,43	22,68	
7	11 10	151	„	4,08	20,40	
8	24 10	164	„	3,66	18,31	

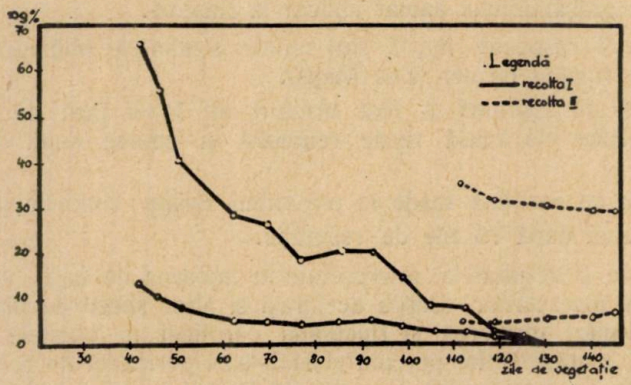


Fig. 6

Tabela 7

Zea Mays

Nr. crt	Data 1955	Zile de vegetație	Aspectul plantei	Găsit carotină în		Observații
				substanță proaspătă mg %	substanță uscată mg %	
1	17 06	20	verde-gălbui	7,71	70,09	
2	21 06	24	„	5,77	52,45	
3	24 06	27	„	4,96	41,33	
4	2 07	35	verde	2,39	19,99	
5	5 07	38	„	2,04	14,36	
6	8 07	41	verde intens	2,07	14,34	Inspicat
7	18 07	51	„	0,84	5,25	Inflorit
8	29 07	62	„	urme		
9	13 08	75	„	—	—	

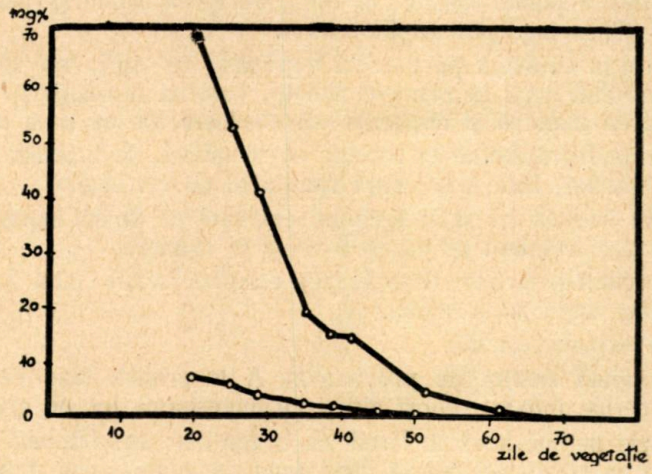


Fig. 7

CONCLUZII

1. Conținutul maxim de provitamină A în Raigras (Lolium perenne) se înregistrează în primele faze de creștere, după o perioadă de vegetație de 30 zile.

2. In lucernă (Medicago sativa) cantitatea maximă de carotină se obține după o acumulare rapidă, foarte timpurie, mult înainte de înflorire, după 18 zile de vegetație și la o dezvoltare incompletă a plantelor.

3. In Raigras cantitatea de provitamină A se stabilește după o vegetație de 40 zile la o valoare constantă, cu care planta intră în iarnă.

Constatarea de mai sus este contrară celei indicate de Moon [1. c. 3].

Acest fenomen — menţinerea carotinei la o valoare constantă pînă la intrarea în iarnă, după o acumulare, atingerea unui maxim şi scăderea la o valoare constantă, pare a fi caracteristică pentru plantele perene. Cercetările noastre în această direcţie continuă.

4. In lucernă, conţinutul de carotină, după ce a atins o valoare maximă, scade continuu şi dispare la sfîrşitul vegetaţiei.

Şi această constatare a noastră este contrară rezultatelor lui Moon [1. c. 3].

5. La recolta 2-a, cantitatea de provitamină A în Raigras este identică cu valoarea constantă de carotină la care s-au fixat plantele din prima recoltă.

La recolta 2-a a lucernei, cantitatea de carotină este mult mai ridicată faţă de cea din plantele din prima recoltă la aceeaşi dată, ca apoi să scadă într-un ritm identic.

6. Sub influenţa îngrăşămîntului cu azot, în Raigras, cantitatea de carotină creşte, raportată la planta martor, cu 50%, atinge un maxim şi rămîne constantă ca la martor (lipsa îngrăşării suplimentare).

7. In lucerna cultivată pe parcela îngrăşată cu azot, nu se acumulează mai multă carotină decît în plantele martor, datorită nodozităţilor de pe rădăcini. Acumularea maximă şi dispariţia carotinei are loc ca şi la martor.

8. Influenţa îngrăşămîntului fosfatic se manifestă, la lucernă, prin grăbirea maturizării plantelor, fără a influenţa cantitatea de carotină.

9. Atît în lucernă cît şi în Raigras, cultivate pe un sol îngrăşat, la recolta 2-a găsim acelaşi conţinut de carotină ca şi în martor.

10. In porumbul furajer (Zea Mays) carotina scade pînă la înflorire şi dispare complet după acest stadiu.

Din cele expuse rezultă:

a) un conţinut maxim de provitamina A în primele faze de creştere la Raigras şi lucernă, într-un raport direct cu intensitatea lor de creştere;

b) plantele perene intră în iarnă cu o cantitate neschimbată de carotină faţă de valoarea constantă, atinsă după scăderea conţinutului maxim;

c) în lucernă, carotina dispare la sfîrşitul perioadei de vegetaţie;

d) la Raigras îngrăşarea cu azot are ca urmare o sporire a carotinei cu 50%. In lucernă această influenţă nu se manifestă;

e) recoltarea plantelor furajere în raport cu conţinutul de provitamină A ar trebui făcută în primele faze de creştere, înainte de înflorire.

BIBLIOGRAFIE

1. V. A. Deviatnin, *Vitaminele*, Moscova 1949. Trad. din limba rusă. Acad. Instit. Rom. Sovietic. 1952.
2. Rubin, *Culeg. „Sinteza substanţelor organice şi rolul vitaminelor în plantă"* Ed. Acad. de Ştiinţe a U. R. S. S. 1940
3. F. E. Moon, Emp. J. exp. Agric. *7*, 225—43, 1939, C. II. 4123, 1939.
4. Hakon Lund, Tidsskr Planteavl, *46*, 675—85, 1942; C. II. 1842, 1942
5. N. T. Deleano şi J Dick. Biochemische Zeitschrift, *290*, 360—63, 1937.

6. E. Goerrig, Beihefte z. botan. Zentralblatt, XXXV, 342—95, 1935.
7. H. Euler, V. Demole, A. Weinhagen și P. Karrer, Helv. Chim. Acta, *14*, 831—33, 4, 1931.
8. R. Kuhn și H. Brockmann, Z. physiolog. Chemie, *206*, 41, 1932.
9. R. Willstätter și W. Mieg, Liebig's Ann. *355*, 1—28, 1907.
10. J. G. Kohl, Ber Deutsch. Botan. Ges., *24*, 222—29, 1906.
11. N. T. Deleano și J. Dick, Biochemische Zeitschr., *279*, 49—54, 1935; *289* 320—22, 1937; *290*, 360—63, 1937; *295*, 58—60, 1937.
12. W. W. Snyder și L. A. Moore, Daisy, *23*, 363—71, 1940; C. II. 1087, 1940.
13. F. E. Moon, l. c. 3.
14. C. Pfaff și G. Pfützer, Angew. Chiemie *50*, 179—84, 1937; C. I. 4549, 1937.
15. G. Pfützer și C. Pfaff, Forschungsdienst, *7*, 104—15, 1938; C. II. 3302, 1938.
16. M. Ott, Forschungsdienst, *5*, 546—52, 1/6 1938; C. II. 2481, 1938.
17. Brynmor Thomas și F. E. Moon, Emp. J. exp. Agric. *6*, 235—45, 1933; C. I. 1832, 1939.
18. Hakon Lund, l. c. 4.
19. Fulkerson. S. R. Weis și G. P. Mc. Rostei, Sci. Agric.; *31*, 32—38, 1951; C. II. 290, 1951.
20. K. Scharrer și R. Bürke, Zeitschr. Pflanzenernähr Düngung. Bodenkunde, *62*, (107), 244, 1953, C. 11022, 1955.
21. F. E. Moon, J. Agric. Sci, *29*, 524—43, 1939; C. I. 948, 1940.
22. N. T. Deleano și J. Dick, Biochem. Zeitschr, *259*, 110—133, 1933; Bulet. Soc. de Chimie. d. Rom. XIV, 3, 4, 117—170, 1932.
23. P. I. Romașev. *Aplicarea îngrășămintelor în asolamentele cu pășuni și fînețe*, Moscova, 1953. Tradus în rom. Edit. de Stat, 1953.

DER QUANTITATIVE PROVITAMIN A — WECHSEL IN DEN FUTTERPFLANZEN WÄHREND DER GESAMTVEGETATION. DER EINFLUSS MINERALISCHER DÜNGEMITTEL

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird der quantitative Carotinwechsel in einigen Futterpflanzen während ihrer Gesamtvegetation untersucht.

Es wird der Einfluss einiger mineral. Düngemittel auf die Bildung und den jeweiligen Carotingehalt untersucht.

Es werden die Speicherung des Carotins, die Wachstumsperiode mit der Höchstmenge an Carotin und sein Verhalten bis zum Ende der Vegetation verfolgt, um das günstigste Reifestadium zum Schneiden der Futterpflanzen zu bestimmen.

Man beobachtet einen Höchstgehalt an Carotin in den ersten Wachstumsstadien, um vieles vor der Blütezeit, im direkten Verhältnis zur Wachstumsintensität der Pflanzen. In diesem Stadium müssten die Futterpflanzen geschnitten werden, wobei aber auch ihr Gehalt an anderen Nährstoffen in Betracht zu ziehen wäre.

Es scheint, dass alle mehrjährigen Pflanzen mit einem unveränderten Carotingehalt überwintern, der sich nach dem Absinken des Höchstwertes einstellt.

In der Luzerne (Medicago sativa) verschwindet das Carotin am Ende der Vegetation. Die zwei letzteren Feststeliungen stehen im Widerspruch mit einigen Ergebnissen anderer Forscher.

Im Futtermais (Zea Mays) verschwindet das Carotin nach der Blütezeit.

Unter dem Einfluss einer Stickstoffdüngung erhöht sich der Carotingehalt im Raigras (Lolium perenne) um 50%, im Verhältnis zur nichtgedüngten Pflanze.

In der Luzerne kommt dieser Einfluss infolge der Knollenbildung der Wurzeln nicht zur Geltung,

Düngung mit P beeinflusst die Speicherung des Carotins nicht.

КОЛИЧЕСТВЕННОЕ ИЗМЕНЕНИЕ ПРОВИТАМИНА А В КОРМОВЫХ ТРАВАХ, ВО ВРЕМЯ ВЕГЕТОЦИОННОГО ПЕРИОДА. ВЛИЯНИЕ МИНЕРАЛЬНЫХ УДОБРЕНИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Исследуется количественное изменение провитамина А в некоторых видах кормовых трав во время всего периода вегетации.

Исследуется также влияние некоторых минеральных удобрений на образование и флуктуацию каротина.

Обращается внимания на накопление каротина, устанавливается найбольшая фаза этого накопления и ее изменение к концу вегетации, имея в виду установление срока для сбора урожая.

Устанавливается максимальная величина каротина в начале роста, задолго до цветения, в связи с интенсивностью роста растений. В этой фазе роста кормовые травы должны быть собраны, конечно в зависимости от содержания в них других питательных факторов.

Повидимому все многолетние растения не меняют в течении зимы количество каротина. В люцерне (Medicago sativa) каротин исчезает в конце вегетации.

Оба последние факта противоречат некоторым данным приведенным в литературе.

В кормовой кукурузе (Zea Mays) каротин исчезакт после фазы цветения. В райграсе (Lolium perenne) под влиянием удобрения N количество каротина увеличивается на 50%.

В люцерне это не проявляется вследствии слабой дозировки на корнях. Удобрение P не влияет на количественное увеличение каротина.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

O NOUĂ METODA DE DOZARE A TALIULUI MONOVALENT CU CLORAMINA T

DE

C. DRĂGULESCU şi I. DRĂGOI

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Aminele clorurate au găsit în ultimii ani o utilizare din ce în ce mai largă în reacţiile de oxidare pentru determinarea analitică a unor substanţe reducătoare.

Cele mai răspîndite cloramine folosite în practica analitică sînt: cloramina T ($C_6H_4 \cdot CH_3 \cdot SO_2 \cdot NClNa \cdot 3H_2O$, sarea de sodiu a *p*-toluen-sulfo-cloraminei şi cloramina B ($C_6H_5 \cdot SO_2 \cdot NClNa \cdot 3H_2O$, sarea de sodiu a fenil-sulfo-cloraminei).

Cloramina T pune în libertate clor atît în mediu acid cît şi în mediu neutru.

In mediu acid reacţia care se petrece este următoarea:

$$C_6H_4 \cdot CH_3 \cdot \overset{\overset{N-Cl}{\|}}{SO_2}-Na + H_2SO_4 + H_2O \rightarrow C_6H_4 \cdot CH_3 \cdot \overset{\overset{N-H}{\|}}{SO_2}-H + NaHSO_4 + HOCl,$$

potenţialul de oxidare în mediu acid fiind egal cu $+1{,}50$ V [1].

Ţinînd seama de potenţialul de oxidare relativ mare al cloraminei putem să considerăm că în multe cazuri ea este un oxidant mai simplu de mînuit şi mai economic decît oxidanţii clasici ca: iodul, bicromatul, permanganatul, etc.

Bazaţi pe aceste considerente o serie de autori au efectuat lucrări în această direcţie, la determinarea stibiului trivalent, staniului bivalent [2], ferocianurei de potasiu, rodanurei de potasiu, a hidrazinei, sulfurei de carbon [3] şi a altor substanţe reducătoare.

In prezenta lucrare s-a întrebuinţat cloramina T pentru determinarea volumetrică cantitativă a taliului monovalent, al cărui potenţial normal de oxidare (Tl^{+}/Tl^{+3}) este de $+1{,}25$ V [4].

Ca indicator am utilizat acidul indigo-sulfonic, care la echivalenţă este distrus de agentul oxidant.

MODUL DE LUCRU

Pentru lucru s-a folosit o soluţie $n/10$ de cloramină T cu titru stabilit prin metoda iodometrică.

Ca substanţă reducătoare s-a utilizat Tl_2CO_3 (p. a. Merck) în probe cîntărite la balanţa analitică şi cuprinse în limitele 0,02 g pînă la 0,07 g.

Proba de Tl_2CO_3 cîntărită la balanţa analitică s-a dizolvat într-un volum de 50 cmc acid clorhidric 6 n, s-a încălzit apoi la 30—40° şi s-a titrat direct în prezenţa indicatorului amintit mai sus.

Echivalenţa se recunoaşte prin trecerea soluţiei de la albastru la incolor sau slab galben.

Datele experimentale obţinute sînt cuprinse în tabela următoare:

Nr.	Grame de Tl_2CO_3 cîntărite	Tl corespunzător	cmc Cl T întreb.	Tl corespunzător	Eroare %
1	0,0612	0,05333	4,98	0,05344	+0,20
2	0,0522	0,04548	4,24	0,04550	+0,05
3	0,0494	0,04305	4,01	0,04303	—0.04
4	0,0596	0,05194	4,85	0.05205	+0,21
5	0,0468	0,04078	3,80	0,04078	—
6	0,0328	0,02858	2,66	0,02855	—0 10
7	0,0531	0,04627	4 31	0,04625	—0,02
8	0,0473	0,04122	3,83	0,04112	—0,22
9	0,0398	0,03468	3,23	0,03466	—0,05
10	0,0430	0,03747	3,49	0,03746	—0,02
11	0,0447	0,03895	3,63	0,03896	+0,02
12	0,0461	0,04017	3,75	0,04024	+0,17
13	0,0515	0,04488	4,18	0,04486	—0,04

CONCLUZII

După cum se vede din datele experimentale obţinute metoda instituită este precisă chiar în cazul cînd substanţa reducătoare se găseşte în cantităţi mici.

Un deosebit avantaj prezintă faptul că soluţia de cloramină T se prepară uşor şi este stabilă în timp, precum şi posibilitatea utilizării unui indicator frecvent întîlnit în practica analitică.

BIBLIOGRAFIE

1. B. N. Afanasiev, J. fiz. him. *22.* 4 (1948)
2. E. Rupp. Zschrift anal. Chem. *67.* 411 (1925)
3. A. S. Komarovsky, V. F. Fillonova şi I. M. Corenmann: J. fiz. him. *6.* 742, (1933). Zschrift anal. Chem. *96,* 321, (1934)
4. V. M. Latimer, *Ochislitelnii sostoiainia elementov i ih potenţialnii v vodnl! iastvorah (Moscova 1954).*

UNE NOUVELLE MÉTHODE DE DOSAGE DU THALLIUM MONOVALENT AVEC LA CHLORAMINE T,

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on décrit une méthode de dosage volumétrique du thallium monovalent par oxidation en milieu acide avec la chloramine T, en présence d'un indicateur d'oxydo-réduction.

On titre directement la solution acide d'un sel thalleux avec une solution $n/10$ de chloramine T en présence d'acide indigo-sulfonique comme indicateur.

Cette méthode est précise, rapide et permet aussi le dosage du thallium en présence d'autres ions, sauf des ions réducteurs.

НОВЫЙ МЕТОД ДОЗИРОВКИ ОДНОВАЛЕНТНОГО ТАЛИЯ С ХЛОРАМИНОМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Описывается метод объемной дозировки одновалентного талия путем окисления в кислой среде хлорамином, в присутствии показателя уменьшения кислотности. Кислый раствор одновалентной соли талия титрируется непосредственно с раствором хлорамина в присутствии индиго сульфоновой кислоты, в качестве указателя.

Этот метод является точным, быстрым и позволяет дозировку талия в присутствии других ионов за исключением восстановительных.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

O NOUĂ SEMIMICROMETODĂ EXPEDITIVĂ PENTRU DOZAREA PLUMBULUI PE CALE GRAVIMETRICĂ

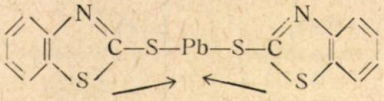
DE

C. DRĂGULESCU şi I. FLOREA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Pentru dozarea directă a Pb^{+2} cu reactivi organici pe cale gravimetrică se cunosc următoarele metode:

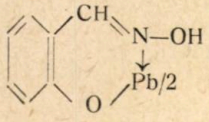
— cu mercaptobenztiazolul [1]



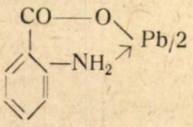
— cu acid picrolonic [2] — ca picrolonat de plumb

$$Pb(C_{10}H_7N_4O_5)_2\ Pb.\ 1{,}5\,H_2O$$

— cu salicil aldoximă [3]



cu acid antranilic [4]



cu tionalid [5]

$$Pb(C_{12}H_{10}ONS)_2Pb.$$

In metodele de mai sus Pb^{+2} formează combinaţii complexe insolubile în apă, care după spălare şi uscare în etuvă la 105—110° (pînă la greutate constantă) se cîntăresc ca atare.

Reactivii organici cu greutate moleculară mare se utilizează pe scară largă în gravimetrie deoarece permit dozarea exactă a cantităţilor mici de elemente, formînd cu acestea combinaţii complexe insolubile cu o greutate moleculară mare, care pot fi uşor cîntărite.

Ne-am propus să obţinem o combinaţie complexă insolubilă a Pb^{+2} cu un reactiv organic, produs care să-l putem usca şi cîntări prin metoda rapidă indicată de J. Dick [6].

Prin tratarea Pb^{+2} în mediu puternic clorhidric cu o soluţie alcoolică 2% de acridină se formează un precipitat de culoare galbenă, care se prezintă sub formă de ace lungi şi subţiri. Precipitatul poate fi uscat în etuvă la 105—110° fără să se descompună. Este uşor solubil în apă (soluţia prezintă o fluorescenţă verde-gălbuie) insolubil în alcool şi eter, insolubil în HCl 2 *n*. La tratare cu o soluţie diluată de NaOH culoarea galbenă a precipitatului dispare imediat obţinîndu-se un precipitat alb-gălbui de acridină, care se depune.

Substanţa are un miros înţepător, de aceea trebuie păstrată în borcane cu dop de sticlă.

Substanţa obţinută nu se găseşte indicată în literatură, ea este o nouă combinaţie complexă a Pb^{+2} cu acridina.

Analizînd substanţa am obţinut următoarele date:

Pentru Pb

Substanţa	$PbSO_4$	Găsit	Calculat
0,1751 g	0,1410 g	Pb = 55,03%	Pb = 55,01%
0,1625 g	0,1311 g	55,13	
0,1250 g	0,1006 g	54,99	
0,1320 g	0,1063 g	55,01	
		Media 55,04	

Pentru Cl

Substanţa	AgCl	Găsit	Calculat
0,1620 g	0,1234 g	Cl = 18,85%	Cl = 18,82%
0,1731 g	0,1315 g	18,80	
0,1243 g	0,0948 g	18,88	
0,1532 g	0,1161 g	18,75	
		Media 18,82%	

Pentru N

Substanţa			Găsit N%	Calculat N%
4,195 mg;	v = 0,067 cmc;	v_{cor} = 0,066 cmc	1,85%	1,85%
			1,88%	
			Media 1,86%	

Pentru apă

Substanţa	Pierdut prin uscare	Găsit	Calculat
0,1520 g	0,00355 g	2,34%	2,39%
0,1340 g	0,00320 g	2,39%	
		Media 2,36%	

Datele acestea conduc la următoarea formulă de compoziţie pentru substanţa noastră:

$$(PbCl_2)_2 \cdot C_{13}H_9N \cdot H_2O$$

Pe uşurinţa cu care se formează compusul şi pe insolubilitatea lui în alcool şi eter, am încercat să bazăm o metodă gravimetrică expeditivă de dozare a Pb^{+2}.

Soluţia de reactiv se prepară dizolvînd în 100 cmc alcool 2 grame acridină pură.

Soluţia de spălare se prepară adăugînd la 40 cmc alcool 96% 2 cmc reactiv şi 3—4 picături acid clorhidric concentrat. Această soluţie serveşte atît pentru decantare cît şi pentru spălarea precipitatului.

Din probele supuse analizei se iau în lucru între 0,01—0,04 g substanţă ce conţine plumb, se dizolvă în 6—7 cmc acid clorhidric concentrat (iniţial se formează un precipitat alb de $PbCl_2$ care se dizolvă în exces de acid clorhidric concentrat trecînd în combinaţii complexe solubile, ale ionilor $PbCl_3'$ şi $PbCl_4''$) , se adaugă la 10—12 cmc alcool etilic 96% şi 3—4 cmc reactiv Se răceşte soluţia, timp în care se formează un precipitat galben care după 10—15 minute se depune, iar soluţia de deasupra lui rămîne clară. Precipitarea Pb^{+2} în condiţiunile de mai sus este cantitativă. Soluţia filtrată nu reacţionează cu H_2S.

Se filtrează printr-un creuzet filtrant de porţelan (A_2, B_1 sau B_2), cîntărit în prealabil. Se aduce precipitatul pe creuzet spălînd paharul de 4—5 ori cu cîte 4—5 cmc de soluţie de spălare (B).

Precipitalul de pe creuzet se spală de 2—3 ori cu aceeaşi soluţie de spălare (B), se trage bine la trompă apoi se spală de 5—6 ori cu cîte 2 cmc eter etilic. Să usucă precipitalul timp de 5—10 minute la trompa de apă şi se cîntăreşte.

Determinarea Pb^{+2} se poate efectua în condiţiunile arătate în 30—35 minute. Inmulţind greutatea precipitatului $(PbCl_2)_2 \cdot C_{13}H_9N \cdot H_2O$ cu factorul F=0,5501 (log 74045) şi raportînd la substanţa iniţial cîntărită se află procentul de Pb^{+2} pe care aceasta îl conţine.

Rezultate experimentale

Nr.	Pb^{+2} luat în lucru	Cîntărit	Găsit Pb^{+2}	Eroare prin dif. Pb^{+2} mg	%
1	0,02000 g	0,0364	0,02002	+0,02	+0,09
2	0,02400 g	0,0436	0,02399	—0,01	—0,05
3	0,03000 g	0,0545	0,02998	—0,02	—0,07
4	0,04000 g	0,0727	0,03999	—0,01	—0,02
5	0,04000 g	0,0726	0,03994	—0,06	—0,15
6	0,04000 g	0,0728	0,03999	+0,01	+0,02
7	0,02000 g	0,0364	0,02002	+0,02	+0,09
8	0,01732 g	0,03152	0,01734	+0,02	+0,11
9	0,01230 g	0,02339	0,01231	+0,01	+0,08
10	0,01821 g	0,03314	0,01823	+0,02	+0,11
11	0,03420 g	0,06224	0,03423	+0,03	+0,07
12	0,02400 g	0,0437	0,02404	+0,04	+0,17
13	0,03000 g	0,0546	0,03004	+0,04	+0,13

Datele analitice de mai sus le-am obţinut plecînd de la diferite săruri de plumb: azotat de plumb pro analysi, oxid de plumb şi (acetat) de plumb. La probele nr. 12 şi 13 din tabel am determinat conţinutul procentual în Pb^{+2} prin metoda clasică ca cromat de plumb.

Din datele analitice de mai sus reiese că rezultatele obţinute sînt pe deplin satisfăcătoare, erorile fiind $\pm 0{,}2\%$.

Sensibilitatea reacţiei pe care se bazează această metodă e 0,00011 g/cmc.

In ceea ce priveşte specificitatea metodei, ea permite dozarea Pb^{+2} în prezenţa altor elemente care de obicei însoţesc plumbul în diferite aliaje: Cu^{+2}, Al^{+3}, Zn^{+2}, Fe^{+2}, Fe^{+3}, Mn^{+2}, Cd^{+2}, Ni^{+2}, Co^{+2}, Sr^{+2}, Ba^{+2}, Na^{+}. Metoda însă nu poate fi întrebuinţată în prezenţa: Bi^{+3}, Sn^{+2}, Sn^{+4}, Sb^{+3}, care precipită şi ele în condiţiunile arătate mai sus.

Valoarea practică a metodei constă în precizia şi execuţia ei simplă şi rapidă.

Cele expuse ne îndreptăţesc să credem că metoda va fi de un folos real

BIBLIOGRAFIE

1. G. Spacu und M. Kuras, Z. anal. Chem. *102*, 24, 1935.
2. F. Hecht, W. Reich-Rohrwig und H. Brantner, Z. anal. Chem. *95*, 152, 1933.
3. F. Ephraim, Ber. dtsch. Chem. Ges. *63*, II, 1928, 1930.
4. H. Funk und M. Ditt, Z. anal. Chem. *91*, 322, 1933.
5. R. Berg und O. Roebling, Ber. dtsch. chem. Ges. *68*, I, 403, 1935.
6. J. Dick, Z. anal. Chem. *77*, 352—63, 1925.

UNE NOUVELLE MÉTHODE RAPIDE POUR LE DOSAGE GRAVIMÉTRIQUE DU PLOMB

RESUMÉ

On décrit une nouvelle méthode rapide pour le dosage gravimétrique du plomb.

La méthode est basée sur la précipitation du plomb d'une solution acidulée en utilisant une solution alcoolique d'acridine sous la forme de:

$$(PbCl_2)_2 \cdot C_{13}HgN \cdot H_2O$$

preparée par les auteurs.

Le précipité est pesé directement après le lavage avec alcool et éther.

La méthode est rapide et précise.

НОВЫЙ ПОЛУМИКРОМЕТРИЧЕСКИЙ УСКОРЕННЫЙ МЕТОД ДЛЯ ДОЗИРОВКИ СВИНЦА ГРАВИМЕТРИЧЕСКИМ ПУТЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Описывается новый ускоренный метод для дозировки свинца гравиметрическим путем. Метод основывается на осаждени свинца в сильной солянокислой среде при помощи спиртного раствора акредина в виде $(Pb\ Cl_2)_2 \cdot C_{13}\ Hg\ N \cdot H_2O$ приготовленного нами.

Осадок был непосредственно взвешен, после промывания спиртом и эфиром.

Метод достаточно скор и точен.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

O NOUĂ SEMI-MICRO METODĂ RAPIDĂ PENTRU DOZAREA MANGANULUI PE CALE GRAVIMETRICĂ

DE

D. BECHERESCU

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Metodele de dozare gravimetrică a manganuiui folosite pînă în prezent, ca sulfură [1], ca sulfat [2], ca fosfat dublu de mangan şi amoniu, ca pirofosfat [3], ca oxid [4], sînt destul de greoaie şi afectate de mai multe erori datorită condiţiilor de lucru ce sînt necesare.

Astfel dozarea sub forma sulfurii necesită o calcinare în prezenţa sulfului într-un curent de hidrogen.

Dozarea ca fosfat dublu necesită după precipitare o răcire la ghiaţă timp de 2—3 ore.

Dozarea ca pirofosfat necesită o temperatură de calcinare de 1000°C şi un timp îndelungat pentru aceasta.

Metoda preconizată, de dozare cu acid picrolonic are avantajul pe care îl oferă precipitatele diferiţilor ioni metalici cu reactivul, de a fi uşor filtrabile şi de a avea o sensibilitate mare, permiţînd pentru calciu (5), plumb (6) toriu (7) determinări a unor cantităţi care prin alte metode n-au putut avea aceeaşi exactitate.

Formarea precipitatului de mangan ce are loc prin adăugarea unei soluţii apoase de acid picrolonic este însoţită întotdeauna de separarea unor cantităţi variabile de acid picrolonic sub forma unui precipitat voluminos, care prin încălzire pînă la fierbere a soluţiei ce-l conţine se dizolvă, lăsînd sub forma unui precipitat uşor filtrabil doar complexul manganului cu acidul picrolonic, de culoare galbenă corespunzînd formulei:

$$Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2{,}5 \cdot H_2O$$

compoziţie confirmată de datele ce s-au obţinut la analiza produsului.

Determinarea conţinutului în mangan al complexului s-a făcut prin metoda Volhard, după ce în prealabil produsul a fost calcinat (în prezenţa acidului

oxalic pentru a micşora violenţa arderii) şi trecut apoi sub formă de clorură; s-au obţinut următoarele date:

Nr.	Luat $Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2,5\,H_2O$	Găsit Mn g	% Mn găsit	% Mn teoretic
1	1,4339	0,1236	8,62	8,77
2	1,7765	0,1542	8,68	8,77
3	2,2604	0,1953	8,64	8,77
4	1,7426	0,1517	8,70	8,77

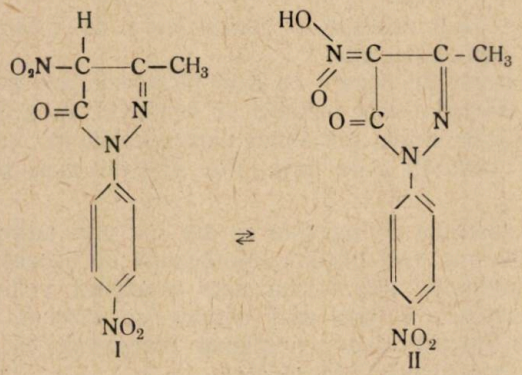
Valorile găsite la determinarea azotului sînt următoarele:

Nr.	Luat $Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2,5\,H_2O$ mg	Găsit V cmc	$V_{cor.}$ cmc	Găsit N_2 %	Calculat N_2 %
1	5,310	0,845	0,828	18,07	17,88
2	2,992	0,480	0,470	18,07	17,88

Compusul $Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2,5\,H_2O$ este analog ca formulare compuşilor acidului picrolonic cu calciu, plumbul, toriu:

$$Ca(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 8\,H_2O$$
$$Pb(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 1,5\,H_2O$$
$$Th(C_{10}N_4O_5H_7)_4 \cdot H_2O.$$

Reprezentarea structurală a formulei acidului este:



sărurile derivînd probabil de la forma doua.

Faptul că la greutatea moleculară a complexului de 626,35 ce rezultă din datele analitice, manganul participă cu 8,77%, precum şi foarte mica solubilitate a sa în apă şi alcool, face posibilă întrebuinţarea metodei de dozare gravimetrică expeditivă preconizată şi aplicată cu succes de Dick J. (8).

Prepararea reactivului

S-a utilizat acid picrolonic de proveniență „BDH Laboratory Reagent", din care s-a preparat o soluție 0,01*n* prin dizolvarea sa în apă la cald. După răcire soluția este perfect clară și nu conține nici un fel de rezidiu.

Mersul determinării

S-a dozat manganul din $MnCl_2 \cdot 4H_2O$ (produs Schering-Kahlbaum) cu ajutorul căreia s-a pregătit o soluție al cărei titru a fost stabilit după metoda Volhard; s-a găsit 0,002919 g Mn^{+2}/cmc.

In lucru s-a luat volume între 2 și 5 cmc corespunzătoare cantităților de mangan: 0,005838—0,014595 g.

Precipitarea manganului se face la rece prin adăugarea unei cantități de acid picrolonic în exces (între 50—200 cmc). Rezultatele cele mai bune se obțin în cazul cînd se folosește o cantitate de reactiv dublă față de cantitatea de mangan conținută în soluție.

Are loc formarea unui precipitat voluminos de culoare galbenă, care prin încălzire pînă la fierbere de cîteva minute, se transformă într-o formă mai puțin voluminoasă, totodată avînd loc și dizolvarea acidului picrolonic separat odată cu precipitatul de mangan format la adăugarea reactivului.

Filtrarea se poate executa atît la cald cît și la rece; rezultatele nu variază.

Pentru filtrare s-au folosit creuzete filtrante G_3 operația decurgînd foarte repede, întrucît precipitatul se pretează în mod foarte convenabil la acest lucru.

Spălările precipitatului s-au făcut cu o soluție apoasă de acid picrolonic 0,0005 *n* (obținută prin diluarea unui volum de 50 cmc soluție de acid picrolonic folosit la precipitări, la 1 litru). Se efectuiază apoi spălare cu o soluție alcoolică de acid picrolonic 0,005 *n* și apoi cu eter.

S-au făcut uscări în exicator de vid și în etuvă la 100° C. Rezultatele nu au fost diferite.

Nr.	Folosit cmc $MnCl_2 \cdot 4H_2O$	Găsit $Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2{,}5\,H_2O$ g	Găsit Mn %	Calculat Mn %
1	2	0,0665	27,73	27,75
2	2	0,0668	27,85	27,75
3	5	0,1659	27,68	27,75
4	3,5	6,1159	27,62	27,75
5	3	0,0994	27,64	27,75
6	4	0,1331	27,75	27,75
7	4	0,1333	27,80	27,75
8	4,5	0,1492	27,66	27,75
9	5	0,1653	27,58	27,75
10	3	0,1002	27,86	27,75
11	4,5	0,1499	27,79	27,75
12	4	0,1338	27,90	27,75
13	3,5	0,1164	27,74	27,75
14	3	0,0998	27,75	27,75
			media 27,74	

In tabela de mai sus sînt redate rezultatele experimentale obţinute la dozarea manganului cu acid picrolonic. Factorul de transformare este:

$$f = 0{,}0877\ (\bar{2}{,}94300)$$

CONCLUZII

In lucrarea de faţă se descrie o nouă semi-micro metodă gravimetrică rapidă de dozare a manganului sub formă de picrolonat. Deşi specificitatea metodei nu este prea mare, datorită expedivităţii mari şi a sensibilităţii $4{,}55 \cdot 10^{-5}$ g/cmc sperăm că metoda de faţă să aducă foloase reale laboratoarelor şi uzinelor.

BIBLIOGRAFIE

1. Treadwell, Analytische chemie II, 105.
2. Volhard, Am. d, ch, u, Pharm. 198. S. 328.
3. Gibbs, Zeitschrift f. Anal. chemie 7 (1868), S. 101.
4. R. I. Meyer und K. Retgers, Zeitschrift f. Anorg. chemie *57*, (1908).
5. R. Dworzak und W. Reich-Rohrwig, Z. Anal. chem. *86*, 98 (1931).
6. F. Hecht, W. Reich-Rohrwig und H. Brautner, Z. Anal. chem. *95*, 152, (1933).
7. F. Hecht und W. Ehrmann, Z. Anal. chem. *100*, 87, (1935).
8. J. Dick, Zeitschrift f. Anal. chemie *77*, 552—63, 1925.

UNE NOUVELLE DEMI-MICRO-MÉTHODE POUR LE DOSAGE GRAVIMÉTRIQUE DU Mn^{+2}

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on décrit une nouvelle méthode demi-micro pour le dosage du Mn^{+2}.

La méthode est basée sur la précipitation du Mn^{+2} avec l'acide picrolonique sous la forme $Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2{,}5\ H_2O$.

La précipité est pesé directement après le lavage par alcool et éther.

Quoiqu'elle ait une spécificité relative, la méthode présente l'avantage d'être rapide et assez précise.

НОВЫЙ ПОЛУМИКРОМЕТРИЧЕСКИЙ МЕТОД ДЛЯ ДОЗИРОВКИ ГРАВИМЕТРИЧЕСКИМ ПУТЕМ Mn^{+2}.

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В этой работе описывается новый микрометрический метод для дозировки Mn^{+2}.

Метод основывается на осаждении Mn^{+2} с помощью пикролоновой кислоты в виде $Mn(C_{10}N_4O_5H_7)_2 \cdot 2{,}5\ H_2O$.

Осадок взвешивается непосредственно после промывания спиртом и эфиром. Метод яьляется достаточно скорым и точным.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

DOZAREA MERCURIMETRICĂ A ANIONULUI VO_3^-

DE

C. DRĂGULESCU şi S. HERESCU

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Un mare număr de metode volumetrice pentru dozarea vanadiului pentavalent, au la bază reacţii de oxido-reducere. Vanadiul pentavalent se reduce în prealabil la valenţa 4 şi apoi este oxidat de diverşi oxidanţi precum: $KMnO_4$, $Ce(SO_4)_2$, $Fe(CN)_6K_3$, etc., sau iodometric.

Incercările noastre de dozarea anionului VO_3^- se bazează pe reacţia metavanadaţilor cu sărurile mercuroase, cînd se formează un precipitat de vanadat mercuros de culoare galben-portocalie, greu solubil. Precipitatul rezultat se dizolvă la cald în HNO_3 concentrat, mercurul trece în soluţie sub formă de cation mercuric, care apoi se dozează prin procedeul mercurimetric clasic.

$$2VO_3^- + Hg_2(NO_3)_2 = Hg_2(VO_3)_2 + 2NO_3^-$$

$$3Hg_2(VO_3)_2 + 14HNO_3 = 6Hg(NO_3)_2 + 6HVO_3 + 2NO + 4H_2O$$

$$Hg(NO_3)_2 + 2NaCl = HgCl_2 + 2NaNO_3.$$

Metoda de lucru:

Se foloseşte o soluţie de NH_4VO_3 0,5 m, preparată prin dizolvare la cald.

Titrul soluţiei se stabileşte potenţiometric cu ajutorul unei soluţii titrate de sare Mohr 0,1 *n*, preparată prin cîntărire directă. Titrul stabilit astfel, este:

$$T = 0{,}006065 \text{ gr } NH_4VO_3/\text{cmc}, \quad \text{sau} \quad 0{,}005130 \text{ gr } VO_3^-/\text{cmc}.$$

Din soluţia de metavanadat se ia direct în eprubeta de la centrifugă un număr de cmc cuprins între 2—6. Se adaugă cantităţi variind între 3—14 cmc soluţie de azotat mercuros 2%. Precipitatul format se centrifughează, iar lichidul limpede şi incolor de deasupra se decantează, spălînd apoi precipitatul cu

5 cmc apă distilată. Se repetă spălarea de 3 ori, centrifugînd şi decantînd de fiecare dată.

Precipitatul se dizolvă direct în eprubeta de centrifugă în 3—6 cmc HNO_3 conc. Pentru a uşura dizolvarea se amestecă cu o baghetă de sticlă. Eprubeta se ţine apoi în baie de apă la fierbere timp de 5 minute. Precipitatul se dizolvă şi tot odată mercurul se oxidează la mercur bivalent. Se obţine o soluţie de culoare verde, din cauza reducerii parţiale a vanadiului; acest lucru nu jenează cu nimic dozarea care urmează.

Din eprubetă, soluţia se trece cantitativ într-o fiolă Erlenmeyer de capacitate 150 cmc, spălînd eprubeta în repetate rînduri cu apă distilată şi completînd apoi volumul la 70—80 cmc. Se adaugă apoi 3—4 picături soluţie $KMnO_4$ 2% pînă la persistenţa unei slabe colorații roz, pentru oxidarea oxizilor de azot prezenţi. Se adaugă 12 picături soluţie nitroprusiat de sodiu 10%, pentru precipitarea ionului mercuric. Se titrează cu o soluţie NaCl $n/10$ pînă la completa dispariţie a tulburelei.

După numărul de cmc de NaCl $n/10$ folosiţi se calculează cantitatea de VO_3^-. Rezultatele obţinute le-am comparat cu cele stabilite pe cale potenţiometrică.

Pentru stabilirea coeficientului se ţine seamă că în reacţie, pe lîngă $HgCl_2$ rezultat, se formează în mică măsură şi Hg_2Cl_2, astfel că practic:

1 cmc sol. NaCl $n/10$ titrează ... 0,01013 g Hg,

din care rezultă că:

1 cmc sol. NaCl $n/10$ titrează ... 0,004997 g VO_3^-.

Rezultatele experimentale obţinute:

Proba Nr.	VO_3^- cc.	VO_3^- g.	$Hg_2(NO_3)_2$ 2% cmc	HNO_3 cmc	NaCl 0,1 *n.* $F=0{,}93865$ cmc	VO_3^- determinat	Eroare %
1	2	0,01026	3	3	2,19	0,010272	+0,12
2	3	0,01539	5	5	3,28	0,015384	—0,04
3	4	0,02052	8	5	4,38	0,020544	+0,12
4	5	0,02565	9	5	5,47	0,025657	+0,03
5	6	0,03078	14	6	6,56	0,030770	—0,03

Media . . . +0,04

CONCLUZII

Rezultatele obţinute arată că metoda de dozare a anionului VO_3^- prin procedeul mercurimetric se aplică cu succes.

Este o metodă destul de expeditivă, care cere să dispunem de o centrifugă.

Ca reactivi nu se cere decît clorură de sodiu, titrosubstanţă, care dă soluţii stabile.

BIBLIOGRAFIE

1. H. Mathieu, *Manuel d'analyse Chimique volumetrique.*
2. Al. Ionescu-Matiu, Dozarea substanţelor medicamentoase prin procedeul mercurimetric. Buletinul Soc. Chimie, Bucureşti, 1923, nr. 4—5.

LE DOSAGE DE L'ANION VO_3^- PAR LA MÉTHODE MERCURIMÉTRIQUE

(RÉSUMÉ)

La méthode exposée utilise la propriété des métavanadates de donner avec les sels mercureux un précipité de vanadate mercureux insoluble.

On sépare le précipité par centrifugation, on dissout directement dans l'éprouvette au moyen d'acide nitrique conc. Le mercure passe en solution à l'état de cation mercurique qui est dosé par la méthode mercurimétrique classique.

C'est une méthode précise et expéditive. Comme réactif il nécesite une solution de NaCl titrosubstance.

МЕРКУРОИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ДОЗИРОВКА АНИОНА VO_3^-

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изложенный метод основывается на метавандиевой реакции с меркуросолью, когда получается осадок плохо растворимого меркуро-вандия. Осадок полученный в пробирке из центрифуги растворяется в концентрированом HNO_3, ртуть переходит в раствор, в форме меркуро-катиона, который дозируется классическим меркурометрическим методом.

Этот метод точен и довольно быстр, но требует наличия центрифуги.

В качестве реактива требуется только хлористый натрий — титрирующее вещество, которое дает стойкие растворы.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

CONTRIBUŢII LA PROBLEMA FABRICĂRII PULBERII DE FIER ELECTROLITIC

DE

FACSKO GHEORGHE şi RĂDOI IOAN

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 26, 27 şi 28 martie 1955

In această comunicare, vrem să prezentăm cîteva rezultate obţinute într-o lucrare de convenţie, încheiată cu o întreprindere din localitate.

Problemele legate de fabricarea pulberilor metalice, au fost în ultimul timp mult studiate, fapt ce se datoreşte mai ales marei dezvoltări ce a luat metalo-ceramica în ultimii ani. Pe lîngă o serie de articole, dintre care numai o mică parte ne-a fost accesibilă în original, a apărut în 1952 şi cartea lui O. Cudra şi E. Gitman [1] „Fabricarea electrolitică a pulberilor metalice" cu o amplă bibliografie. Cu toate acestea, în articolele care ne-au fost accesibile, nu am găsit date în legătură cu stabilitatea pulberii de fier electrolitic la coroziunea atmosferică şi factorii care o influenţează. De altfel, şi O. Cudra şi E. Gitman, în cartea sus amintită p. 35, spun că cercetările lui Esin şi Levin [2] (din 1947), despre coroziunea pulberii de cupru electrolitic, sînt singurele în acest domeniu.

Praful de fier electrolitic, destinat pentru decuscutare (fier electrolitic, ulterior măcinat) în timpul depozitării, îşi măreşte conţinutul de oxizi pînă la 10—12%. Aceasta duce după sine o serie de inconveniente: consumul specific creşte, praful pierzînd din proprietăţile magnetice, oxidul cimentează praful de fier formînd bulgări compacţi neutilizabili şi în sfîrşit, procesul de oxidare este cîteodată atît de vehement, încît sînt riscuri să se aprindă stocul de praf de fier.

Intr-o lucrare recent publicată a lui B. Drozdov [3], se arată că activitatea pulberilor metalice, depinde de capacitatea de adsorbţie a suprafeţei lor. Modificarea potenţialului pulberii de nichel, mai negativ decît metalul compact, în funcţie de proprietăţile oxidante ale soluţiei, de *p*H şi temperatură, comportare ce aduce foarte mult cu cel al electrodului de hidrogen în aceleaşi condiţii, face pe autor să afirme că marea activitate a pulberii de nichel se

datoreşte proprietăţii ei, ca în urma suprafeţei mult mărite, să adsoarbă mai mult hidrogen. In aceeaşi lucrare, se mai arată însă că impurităţile de metale străine, de exemplu mangan sau fier, măresc activitatea pulberii de nichel.

Şi fierul electrolitic descărcîndu-se concomitent cu hidrogenul, fiind mai puţin nobil de cît acesta din urmă, absoarbe hidrogenul pînă la de 34—36 ori volumul său. Aşa că şi în cazul pulberii de fier electrolitic, hidrogenul absorbit poate juca un rol oarecare. Răsfoind literatura de specialitate se constată că şi duritatea fierului electrolitic se atribuie pînă la 1931, conţinutului de hidrogen. Se ştie că fierul electrolitic prezintă o duritate mult mai mare decît fierul pur termic, pe care o pierde însă la o încălzire de cca 2 ore în atmosferă inertă sau reducătoare la 500—700°. Aceasta, se atribuie existenţei în fierul electrolitic a unei soluţii solide de hidruri de fier, dintre care FeH_2 şi FeH_6 au fost sintetizate [4] şi care descompunîndu-se, fierul recapătă duritatea normală.

In 1931, Guichard, Clausmann, Billon şi Lanthony [5], au arătat că se poate complet deshidrogena fierul electrolitic, printr-o încălzire suficient de lungă în vacuum la o temperatură la care duritatea sa nu scade încă. Aceasta arată, că nu prezenţa hidrogenului este cauza durităţii şi că atingerea şi menţinerea temperaturii de 500—700° este hotărîtoare. Aceasta este însă domeniul de recristalizare a fierului. Se ştie că îndată ce atomii dintr-o reţea cristalină metalică ajung la o mobilitate suficientă, datorită creşterii temperaturii, începe procesul de refacere a structurii, cu care ocazie, deformările reţelei, tensiunile interne, se echilibrează. Intre temperatura minimă de recristalizare şi temperatura de topire, există o dependenţă simplă, stabilită de A. A. Bocivar:

$$T_{recr.} \approx 0{,}4\, T_{topire.}$$

Această relaţie aplicată la fier, ne dă o temperatură minimă de recristalizare de 450°. La această temperatură, procesul are loc însă foarte lent. Domeniul unde viteza este apreciabilă, este între 600—700°.

Astfel stînd lucrurile, după 1931, cercetările se îndreaptă spre identificarea acelei impurităţi din fierul electrolitic, care prin înglobarea sa în reţeaua cristalină a fierului şi deranjarea acesteia, ar putea mări mult duritatea sa. Se constată că fierul electrolitic conţine mici cantităţi de oxid feros şi că există un paralelism între conţinutul de oxid feros şi duritate. Prin urmare, oxidul feros coprecipitîndu-se în fierul electrolitic, deranjează reţeaua cristalină a acestuia, provocînd tensiuni interne şi deci o duritate mărită. Prin încălzire la 500—700°, reţeaua cristalină se restructurează, tensiunile interne se egalează şi duritatea revine la normal.

Noi considerăm, că aceste tensiuni interne, care înseamnă o mare energie liberă a reţelei cristaline, joacă un rol hotărîtor nu numai la determinarea durităţii, ci şi la viteza de coroziune a pulberilor de fier electrolitic. De aceea, în lucrările noastre am urmărit îndepărtarea tensiunilor interne, surplusului de energie liberă a reţelei cristaline.

Pentru aceasta, calea indicată în literatură, pentru îndepărtarea durităţii fierului, recoacerea la 600—700° timp de 2 ore, în atmosferă reducătoare, am găsit-o ca foarte potrivită.

De aceea, am supus pulberea de fier electrolitic indigen unui tratament termic în atmosferă de hidrogen la 750°, timp de 2 ore. Aceasta, am realizat

cu ajutorul unui cuptor electric tubular, în care am introdus un tub de porţelan prin care trecea hidrogen de la o bombă, iar în tubul de porţelan am introdus pulberea de fier electrolitic în nacelă, precum şi un cuplu termoelectric.

După tratamentul termic, am controlat comparativ vitezele de oxidare. Incomoditatea dozării fierului metalic alături de oxizii săi, a dus la următorul mod de lucru. In mici cristalizoare de suprafaţă egală, s-a cîntărit cîte 2 g pulbere de fier. Cristalizoarele se expuneau într-un exicator care în loc de $CaCl_2$ conţinea apă, se acoperea cu capul şi se păstra la o temperatură de 20—25° C. Cristalizoarele din timp în timp, după o uscare prealabilă, se cîntăreau din nou şi se stabilea creşterea în greutate. Uscarea se făcea timp de 30 minute în vid, peste $CaCl_2$.

Comparînd viteza de oxidare la două sorturi de fier, dintre care:

I. Pulbere de fier indigen netratat, şi

II. Pulbere de fier indigen, încălzit timp de 2 ore la 750°, am obţinut rezultatele din tabela 1.

Tabela 1

Proba	Creşterea	în %	Greutate	După
	24	48	78	118 ore
I.	4.57	5.70	6.12	6.32
II.	5.57	9.50	11.00	12.50

Spre surprinderea noastră, pulberea de fier tratată termic se oxida cu o viteză mult mai mare. La o analiză mai amănunţită am constatat că în fond procentajul de oxid la sfîrşit, era acelaşi la cele două sorturi, sortul II prin încălzire în atmosferă de hidrogen pierzînd aproximativ 6% din greutate. In orice caz, însă, tratamentul termic nu a dus nici o ameliorare.

Un pas înainte, am făcut atunci, cînd am presupus că pe lîngă tensiunile interne, un rol hotărîtor trebuie să joace şi puritatea suprafeţei particolelor de fier. In procesul tehnologic al fabricii, fierul electrolitic scos din băi, după o spălare sumară, se fierbe cu hidroxid de calciu pentru neutralizarea acidului aderent.

Pentru a stabili dacă într-adevăr există compuşi de calciu pe suprafaţa particolelor de fier şi pentru a studia cum anume s-ar putea îndepărta acestea, experienţa anterioară am modificat-o în felul următor: prin tubul de porţelan încălzit în cuptorul electric, în loc de hidrogen am introdus aragaz, iar la ieşirea din tub l-am ars într-un bec obişnuit de laborator. La această experienţă am constatat următoarele: încălzind pulberea de fier indigen în tub, în jurul temperaturii de 600—650°, am obţinut o coloraţie roşie carmin a flăcării becului, caracteristică calciului, care însă nu a durat mult. Ridicînd încet mai departe temperatura la 850—900°, am obţinut din nou coloraţia flăcării, de data aceasta însă mult mai intensă şi care a durat aproape 2 ore.

Ţinînd seama de punctele de topire *a*:

$Ca(OH)_2$ $P_t = 580°$ C.

$CaCl_2$ $P_t = 814°$ C.

se pare că coloraţia slabă în intervalul de temperatură de 600—650° se datora calciului din $Ca(OH)_2$, iar coloraţia între 850—900° clorurei de calciu.

Fierul astfel tratat, nu a putut fi folosit la încercări, deoarece butanul la această temperatură, catalizat de pulberea de fier, a fost cracat lăsînd pe nacele un depozit abundent de carbon. De aceea, am reluat din nou experienţa, de data aceasta însă, în atmosferă de hidrogen.

Comparînd vitezele de oxidare la două sorturi de fier, dintre care:

I. Pulberea de fier indigen fiert cu $Ca(OH)_2$, după procesul tehnologic al fabricii.

II. Aceeaşi pulbere, după încălzire timp de 2 ore la 900° C, am obţinut rezultatele din tabela 2.

Tabela 2

Proba	Creşterea în % greutate după							
	3	530	8	23	47	71	119	167 ore
I.	0 36	0.81	1.09	2.83	3 93	5.00	6.52	6.85
II.	0.04	0.06	0.08	0 22	0.31	0.39	0.45	0.44

Rezultatele sînt trecute şi în fig. 1.

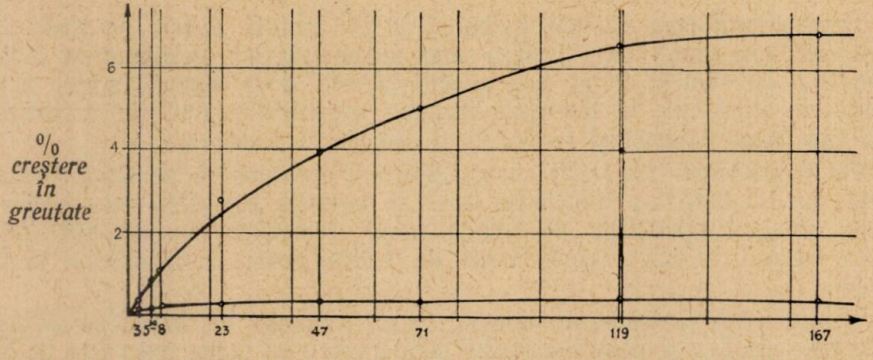


Fig. 1. Viteza de oxidare a pulberilor de fier electolitic în aemosferă saturată cu vapori de apă la 25°C

Din rezultatele de mai sus, reiese clar că prin încălzire în atmosferă de hidrogen, timp de 2 ore la 900°, creşterea în greutate este de 15 ori mai mică decît la pulberea de fier netratată. Procentajul de oxid în atmosferă saturată de vapori de apă la 25° C este de maximum 0,5% după care rămîne constant. Dacă ţinem seama de faptul că proba I are deja iniţial aproximativ 6% oxid, pe cînd cel recopt nu conţine, diferenţa devine şi mai remarcabilă.

Se constată de asemenea că fierberea cu $Ca(OH)_2$, nu numai că este inutilă, dar chiar dăunătoare. Impurităţile de $Ca(OH)_2$ şi $CaCl_2$ pe suprafaţa particolelor de fier, pe deasupra şi higroscopice, asigură toate condiţiile priel-

nice pentru formarea microelementelor, cauzele coroziunii la temperatură joasă.

Reluînd experienţele cu pulbere de fier electrolitic, care însă nu a fost fiert în $Ca(OH)_2$ ci numai spălat abundent în apă caldă, aceeaşi scădere a vitezei de oxidare, am obţinut-o deja la o încălzire de 2 ore la 700°. Aici temperatura de 700° a fost suficientă pentru a asigura o rearanjare a reţelei cristaline, care are drept urmare dispariţia tensiunilor interne.

Prezentînd fabricii tratamentul termic ca o soluţie pentru scăderea coroziunii atmosferice a pulberilor de fier, ni s-a obiectat de la început că transpunerea lui pe scară industrială, se va lovi de multe dificultăţi tehnice.

De aceea, am continuat cercetările noastre pe o altă cale, încercînd a obţine direct prin electroliză un fier fără tensiuni interne. Recunoscînd drept cauză a tensiunilor interne, înglobarea oxidului feros în depozitul de fier, s-a pus problema evitării acestei coprecipitări.

In primul rînd, se pune problema cum ajunge oxidul feros în depozitul de fier la catod, într-o baie cu un *p*H între 3 şi 6. In literatură, se găsesc multe lucrări care arată că în urma descărcării ionilor de hidrogen, stratul din imediata vecinătate a catodului, poate deveni alcalin. S. I. Berezina şi G. S. Vozvijenski [6], reuşesc să măsoare chiar *p*H-ul stratului catodic, întrebuinţînd drept electrod de măsură, însăşi electrodul de depunere. Ei constată că la electroliza unei soluţii de acid sulfuric $n/1\,000$ şi $n/100$, *p*H-ul de la aproximativ 3 respectiv 2, poate creşte cu creşterea densităţii de curent pînă la 10, iar la electroliza sulfatului de nichel acidulat cu acid sulfuric (pînă la $n/100$ în H_2SO_4), *p*H-ul de asemenea poate creşte pînă la 9—10. In aceste condiţii, desigur că hidroxidul feros poate precipita şi poate fi înglobat în depozitul de fier electrolitic sub formă de oxid feros. Utilizarea unei densităţi de curent catodice mai ridicate la electroliza fierului este obligatorie, fierul descărcîndu-se la un potenţial mai negativ decît hidrogenul. Numai după depăşirea curentului de saturaţie a hidrogenului, vom putea asigura un randament acceptabil de electroliză

Am văzut mai sus, că în aceste condiţii este inevitabilă alcalinizarea stratului catodic. Totuşi vom reuşi să evităm precipitarea hidroxidului feros, dacă vom adăuga electrolitului un ion metalic, al cărui hidroxid este mai greu solubil şi al cărui potenţial de descărcare este mai negativ decît al fierului feros. Acest ion metalic, prezent în stratul din imediata vecinătate a catodului, va capta ionii de OH^-, precipitîndu-se sub formă de hidroxid. El nu va putea fi înglobat în depozitul de fier, deoarece pe deoparte, potenţialul lui de descărcare este mai negativ, pe de altă parte, hidroxidul coloidal poartă de asemenea o încărcare negativă. Difuzînd în interiorul soluţiei, hidroxidul se va redizolva, regenerînd ionul liber.

In tabela [7], găsim următoarele metale care mai mult sau mai puţin, corespund condiţiilor puse, adică să aibe hidroxidul mai greu solubil şi potenţialul de descărcare mai negativ decît fierul feros:

Tabela 3

Ionul	Produsul de solubilitate a hidroxidului S.	Potenţialul de descărcare
Fe^{+2}	$1,8 \cdot 10^{-15}$	—0,44
Al^{+3}	$5 \cdot 10^{-33}$	— 1,67
Be^{+2}	$1,6 \cdot 10^{-26}$	—1,85
Cr^{+3}	$6,7 \cdot 10^{-31}$	—0,74
Cr^{+2}	$1 \cdot 10^{-17}$	—0,91
Ga^{+3}	$5 \cdot 10^{-37}$	—0,53

Dintre acestea desigur mai bine corespunde aluminiul, fiind totodată şi cel mai accesibil.

De aceea şi noi am ales pentru încercările noastre aluminiul pe care l-am adăugat electrolitului sub formă de sulfat de aluminiu.

Trebuie observat că în tehnica galvanică, de mult s-a observat empiric acţiunea favorabilă a clorurei de aluminiu în băile pe bază de clorură, întrebuinţate în galvanoplastia fierului. Depozitele de fier astfel obţinute sînt mai ductile şi netede. Influenţa ionului aluminiu asupra durităţii fierului, a fost studiată şi explicată de Fr. Müller şi colaboratorii [8]. Ceea ce priveşte lipsa neregularităţilor de pe suprafaţa depozitului de fier, se atribuie naturei coloidale a hidroxidului de aluminiu, substanţele coloidale avînd o astfel de acţiune asupra depozitului.

Rezultatele încercărilor noastre asupra vitezei de oxidare a pulberilor de fier electrolitic, obţinute cu adausuri de sulfat de aluminiu, au confirmat presupunerile noastre. Tabela nr. 4, cuprinde rezultatele oxidării a două sorturi de fier, dintre care I pulbere de fier electrolitic indigen, iar II pulbere de fier electrolitic obţinut cu adaus de sulfat de aluminiu. Fierul II (proba 37) s-a obţinut dintr-o baie cu următoarea compoziţie:

$FeSO_4 \cdot 7H_2O$ . . . 250 g/l
$Al_2(SO_4)_3$ . . . . . 2 g/l
$ClNH_4$ . . . . . 25 g/l
$H_2SO_4 \cdot 57°Bé$ . . . 6,875 cc/l

cu o densitate de curent de 2 A/dmp, faţă de 1,8 A/dmp, cît se utilizează la fabrică. Electrolitul din baie a fost recirculat.

Adausul de clorură de amoniu, are drept scop mărirea conductibilităţii electrolitului. Am evitat adausurile de săruri alcaline (la fabrică se adaugă clorură de sodiu) şi am preferat sărurile de amoniu, considerînd că ionul amoniu poate de asemenea capta ionii de OH^-, fiind o bază slabă şi să formeze cu clorura de amoniu un sistem tampon.

Tabela 4

Proba	Creşterea în % greutate după			
	24	48	78	118 ore
I.	4.60	5.68	6.28	6.36
II.	0.70	1.00	1.14	1.16

Rezultatele sînt trecute şi în fig. 2.

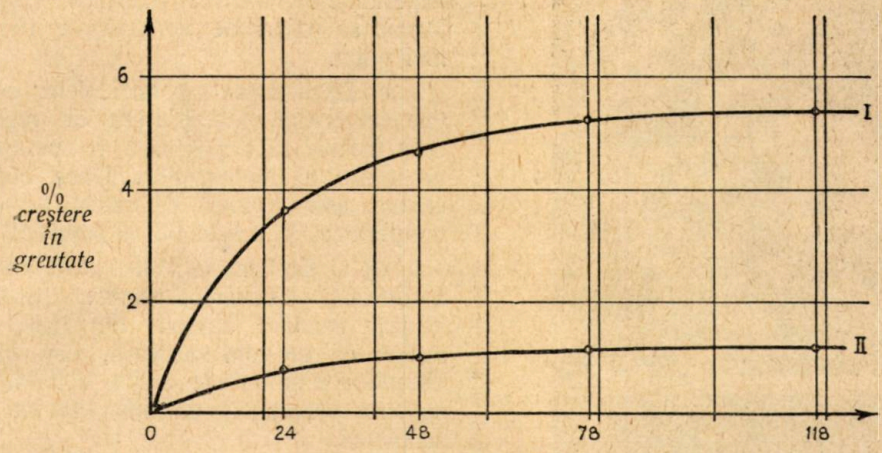


Fig. 2. Viteza de oxidare a pulberilor de fier electrolitic, în atmosferă saturată cu vapori de apă la 25°C

Se constată că pulberea de fier electrolitic obţinut din băi cu adaus de sulfat de aluminiu, fără să fie tratat termic, se oxidează de 5—6 ori mai puţin decît fierul ce se obţine la noi în ţară, ajungînd la un conţinut maxim de 1,2% oxid.

Paralelismul între viteza de oxidare şi tensiunile interne, se poate vedea şi din microfotografiile din fig. 3.

Pe cînd pulberea de fier a fabricii are o formă dendritică, aciculară, caracteristică substanţelor dure, casante, cu tensiuni interne mari, pulberea de fier obţinută de noi cu adaus de sulfat de aluminiu, are o formă rotunjită. Particolele pulberii noastre au dimensiuni foarte neuniforme. Aceasta se datoreşte însă faptului, că la măcinarea fierului executat de noi în laborator cu o moară cu bile special construită, nu am dispus de un ciclon pentru selectarea particolelor, aşa cum se procedează la fabrică şi desigur şi la cel de import. Forma rotundă a particolelor, credem că este mai avantajoasă decît cea dendritică fixîndu-se mai uşor în neregularităţile cuscutei, scăzînd astfel consumul specific, de altă parte fiind mai stabilă la depozitare. Forma rotundă asigură o suprafaţă minimă pentru un volum dat, iar la tasare rămîn mai puţine goluri de aer între particole decît la forma dendritică.

CONCLUZII

In lucrarea de faţă considerăm că am reuşit să arătăm următoarele:

a) Viteza de oxidare a pulberilor de fier electrolitic merge paralel cu tensiunile interne din metal, deci cu duritatea acestuia.

b) Prin tratarea termică în atmosferă reducătoare timp de 2 ore la 600—700°C, concomitent cu scăderea durităţii fierului, creşte stabilitatea pul-

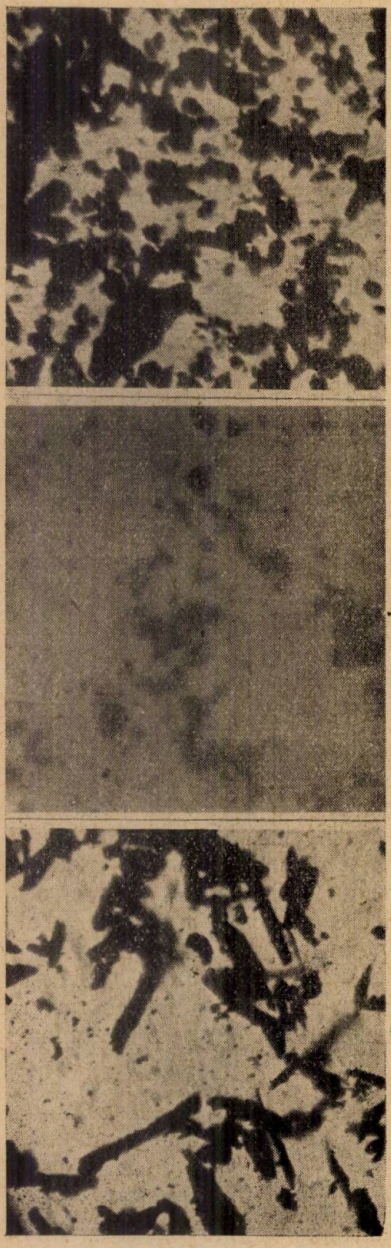


Fig. 3. Microfotografii de pulberi de fier: (mărit 300 ori). *a*) Fier electrolitic indigen.; *b*) Proba 37, fier electrolitic obţinut cu adaus de sulfat de aluminiu; *c*) Pulbere de fier de import

berii la coroziunea atmosferică. În experienţele noastre, pulberea tratată termic se oxida de aproximativ 15 ori mai puţin.

c) Dacă suprafaţa particolelor conţine impurităţi, temperatura de recoacere trebuie să depăşească temperatura de topire a impurităţilor. Dacă impuritatea este clorură de calciu, această temperatură trebuie să fie cel puţin 850°C.

d) O fierbere cu hidroxid de calciu a fierului electrolitic, pentru neutralizarea acidului aderent din baie, nu numai că nu este necesară, dar chiar dăunătoare şi trebuie strict evitată. O spălare abundentă cu apă fierbinte e suficientă.

e) Se poate obţine o stabilizare a pulberilor de fier fără recoacere, prin modificarea procesului de electroliză, adăugîndu-se băii sulfat de aluminiu în cantităţi de 0,5—2 g/l. Pulberea de fier astfel obţinută, se oxidează de aproximativ 5 ori mai puţin.

BIBLIOGRAFIE

1. O. Cudra şi E. Gitman, „Electroliticescoe polucenie metalliceskih poroşcov" Izdatelstvo Academii Nauk Ukraniscoi S.S.R. — Kiev 1952 (l. rusă).

2. O. A. Esin şi L. G. Levian, Sb. tr. Uralscogs industr. in-ta, Metalurgizdat (1947) — recenzat prin cartea de mai sus.

3. B. V. Drozdov, Jurn. Prikl. Him. 22, 716, (1949).

4. Th. Weichselfelder, C. B. 1926 I, 2079.

5. Guichard, Clausmann, Billon şi Lanthony, (C. r. 193, 1084, (1931).

6. S. I. Berezina şi G. S. Vozvijenski Jurn. Prikl. Him. 24, 832—839, (1951).

7. V. Latimer, „Stările de oxidare ale elementelor şi potenţialul lor în soluţii apoase". Inostranoi Literaturi, Moskova, 1954.

8. Fr. Müller, E. Hener şi O. Witnes, Z. f. Electrochem. 47, 135. (1941).

CONTRIBUTIONS AU PROBLÈME DE LA FABRICATION DE LA POUDRE DE FER ÉLECTROLYTIQUE

(RÉSUMÉ)

Les auteurs prennent comme point de départ la prémisse que les tensions internes, les dérangements du réseau cristallin du fer électrolytique, déterminés par les impuretés qu'il contient — notamment d'oxyde ferreux — jouent un rôle décisif non seulement du point de vue de la dureté du fer mais aussi en ce qui concerne la vitesse d'oxydation de la poudre qu'on en obtient. Ils trouvent que les méthodes, indiquées par la littérature, pour éliminer la dureté du fer électrolytique conviennent aussi à la réduction de la vitesse d'oxydation de la poudre de fer électrolytique.

En base des données expérimentales, on tire les suivantes conclusions:

a) La vitesse d'oxydation de la poudre électrolytique est parallèle aus tensions internes du métal, par conséquant à sa dureté.

b) Par le traitement thermique en atmosphère réductrice (durant deux heures, à 6—700°C), parallèlement à la diminution de la dureté du fer augmente la stabilité de la poudre à la corrosion atmosphérique. Dans les expériences faites, la poudre traitée thermiquement s'oxydait environ quinze fois de moins.

c) Si la surface des particules contient de impuretés, la température de recuit doit dépasser la température de fusion de ces impuretés. Par exemple, quand l'impureté est le chlorure de calcium la température doit être d'au moins 850°C.

d) Pour neutraliser l'acide adhérant du bain, on ne doit pas faire bouillir le fer électrolytique à l'hydroxyde de calcium, ce qui serait nocif et doit être absolument évité. Un lavage abondant à l'eau chaude suffit.

e) On peut obtenir une stabilisation de la poudre de fer sans recuit par la modification du processus d'électrolyse, en ajoutant du sulfate d'aluminium en proportion de 0,5—2g/l. La poudre de fer, ainsi obtenue, s'oxyde environ cinq fois de moins.

ДОПОЛНЕНИЯ К ВОПРОСУ ПРИГОТОВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО ЖЕЛЕЗНОГО ПОРОШКА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы основываются на предцоложений, что решаюшую роль в твердости электролитического железа а также в скорости окисления получаемых из этого железа порошков играют внутренние напряжения и нарушения кристалической решетки, вызванные содержащимися загрязнениями, в ссобенности окислами железа. Поэтому намеченные в литературе пути к удалению твердости электролитического железа были найдены подходящими также для уменьшения скорости окисления порошков электролитического железа.

На основании опытных данных, приведенных в настоящей работе, можно сделать следующие выводы :

а) Скорость окисления порошков электролитического железа проходит параллельно внутренним напряжениям, следовательно твердости этого железа.

б) При термической обработке в приведенной атмосфере в течении двух часов при 600—700°С, совместно с понижением твердости железа повышается устойчивость порошка к атмосферной коррозии. В наших опытах термически обработанный порошок окислялся почти в 15 раз меньше.

в) Если поверхность частиц содержит загрязнения, температура отжига должна превысить температуру плавления загрязнений. Если загрязнения представляют собой известь, эта температура должна быть не менее 850°С.

г) Кипячение электролитического железа с гидрокислым кальцием для нейтрализации кислоты находящейся в ванне, не только излишне, но даже вредно. Вполне достаточно обильное промывание горячей водой.

д) Можно получить стабилизацию железных порошков без отжига, посредством изменения электролитического процесса, прибавляя в ванну сульфат аллюминия в количестве 0,5—2 г/л. Железный порошок полученный таким путем окисляется в 5 раз меньше.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

SPANURI DE ALUMINIU CA SUPORT AL PENTOXIDULUI DE VANADIU

DE

V. BIBOLARU şi GH. IONESCU

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Lucrarea constituie subiectul unui protocol, în vederea perfecţionării catalizatorilor existenţi pentru oxidarea naftalinei la anhidridă ftalică.

La fabricile de anhidridă ftalică se foloseşte, ca materie primă, naftalina tehnică iar catalizator pentoxidul de vanadiu pe granule poroase din aluminiu.

Practic, s-a constatat că sub această formă catalizatorul prezintă anumite dezavantajii, care impun un consum mare de catalizator, şi anume:

— Aerul necesar oxidării întîmpină o rezistenţă prea mare din partea catalizatorului, fapt care impune utilizarea costisitoare a unor compresoare puternice. Din cauza mărimii şi a formei variate a granulelor de aluminiu, trecerea amestecului aer-naftalină nu este uniformă în toată masa catalizatorului, ci ea se face prin anumite canale, din care cauză o bună parte a spaţiului dintre granule rămîne nesolicitat.

— Pentoxidul de vanadiu pe aluminiu poros este neuniform repartizat.

— Oxidarea granulelor la suprafaţă nu se poate face controlat.

S-a pus problema ca — fără a schimba natura catalizatorului — să se studieze posibilitatea de a utiliza ca suport pentru V_2O_5, aluminiu sub formă de şpanuri, care nu prezintă dezavantajiile de mai sus.

Şpanurile au fost confecţionate din aluminiu 99% puritate, material folosit şi în industrie. Şpanurile se prezintă sub forma unor fîşii lungi de 20—25 mm, late de 3 mm şi groase de 0,5 mm. Una din feţele late prezintă rugozităţi, datorită tăierii, iar cealaltă faţă este lucioasă. Prin tăiere, şpanurile trebuie să ia forma unei spirale cu pasul de 1—2 mm pentru ca între feţe să rămînă un spaţiu liber. Şpanurile astfel confecţionate nu pot fi utilizate cu succes ca suport, întrucît nu reţin în mod satisfăcător catalizatorul. Pentru a le face potrivite scopului urmărit, au fost supuse la diferire tratamente chimice, fără a se obţine rezultate satisfăcătoare [1].

De aceea s-a încercat aplicarea prealabilă a următorului tratament termic: Şpanurile au fost aşezate neaglomerat, pe o suprafaţă plană metalică şi au fost încălzite la o flacără oxiacetilenică. Mişcarea flăcării deasupra lor se face de aşa manieră ca şpanul să nu fie total deformat. Încălzirea durează pînă cînd faţa exterioară pierde luciul şi devine uşor rugoasă. Operaţiunea este oarecum dificil de realizat, totuşi printr-o practică oarecare, tratamentul termic indicat se poate conduce după voie.

Cu şpanurile, astfel confecţionate şi termic tratate, se prepară catalizatorul. Am folosit reţeta utilizată în industrie [4].

Catalizatorul uscat este introdus într-un tub de sticlă, care devine reactor. Tubul pregătit se introduce într-o sobă electrică. In curent de aer, catalizatorul este încălzit în mod treptat pînă la 450°C, timp de 10 ore, fără a se trece naftalina peste el.

Instalaţia pe care am utilizat-o pentru încercări se compune din:

— Un tablou cu reometre diferite etalonate (*11, 12*),

— Un generator de vapori de apă,

— O cutie izolată termic cu ochi de observaţie, în care intră vaporii din generator şi în care se introduce vaporizatorul (*8*),

— Vaporizatorul confecţionat din sticlă, în care se introduce naftalina pentru reacţie (*9*),

— O sobă electrică tubulară, împreună cu reostatele necesare (*1*),

— Un cuplu termoelectric pentru măsurarea temperaturii (*6*),

— Reactorul plasat central este sprijinit pe două discuri din tablă perforate, care sînt fixate la extremităţile sobei (*2*),

— O cameră din sticlă pentru răcirea anhidridei ftalice situată la ieşirea din reactor a produşilor de reacţie (*5*),

— In interiorul camerei de sticlă se află un tub din tablă de aluminiu, pe jumătate în reactor, care împiedică sublimarea anhidridei pe pereţii reactorului (*3*),

— Un manşon din hîrtie de filtru în prealabil cîntărit, situat în camera de răcire şi sprijinit pe tubul de aluminiu, serveşte la captarea anhidridei ftalice (*4*),

— Un turn pentru absorbţia şi spălarea gazelor cu apă distilată (*13*),

— Un tub de cauciuc, adaptat la turnul de absorbţie, pentru evacuarea în atmosferă a gazelor neabsorbite în turn.

Pentru a face faţă numărului mare de determinări executate în diferite ipoteze, am introdus în lucru o sobă cu trei reactoare, care lucrau simultan la aceeaşi temperatură avînd însă diferiţi ceilalţi parametri.

Modul de funcţionare

Naftalina, introdusă în vaporizatorul de sticlă în prealabil cîntărit, se încălzeşte pînă la topire în cutia izolată termic cu vapori ce vin din generator.

Un curent de aer, al cărui debit este măsurat cu un reometru, este trecut în vaporizator unde prin barbotare antrenează naftalina pe care o introduce în reactor.

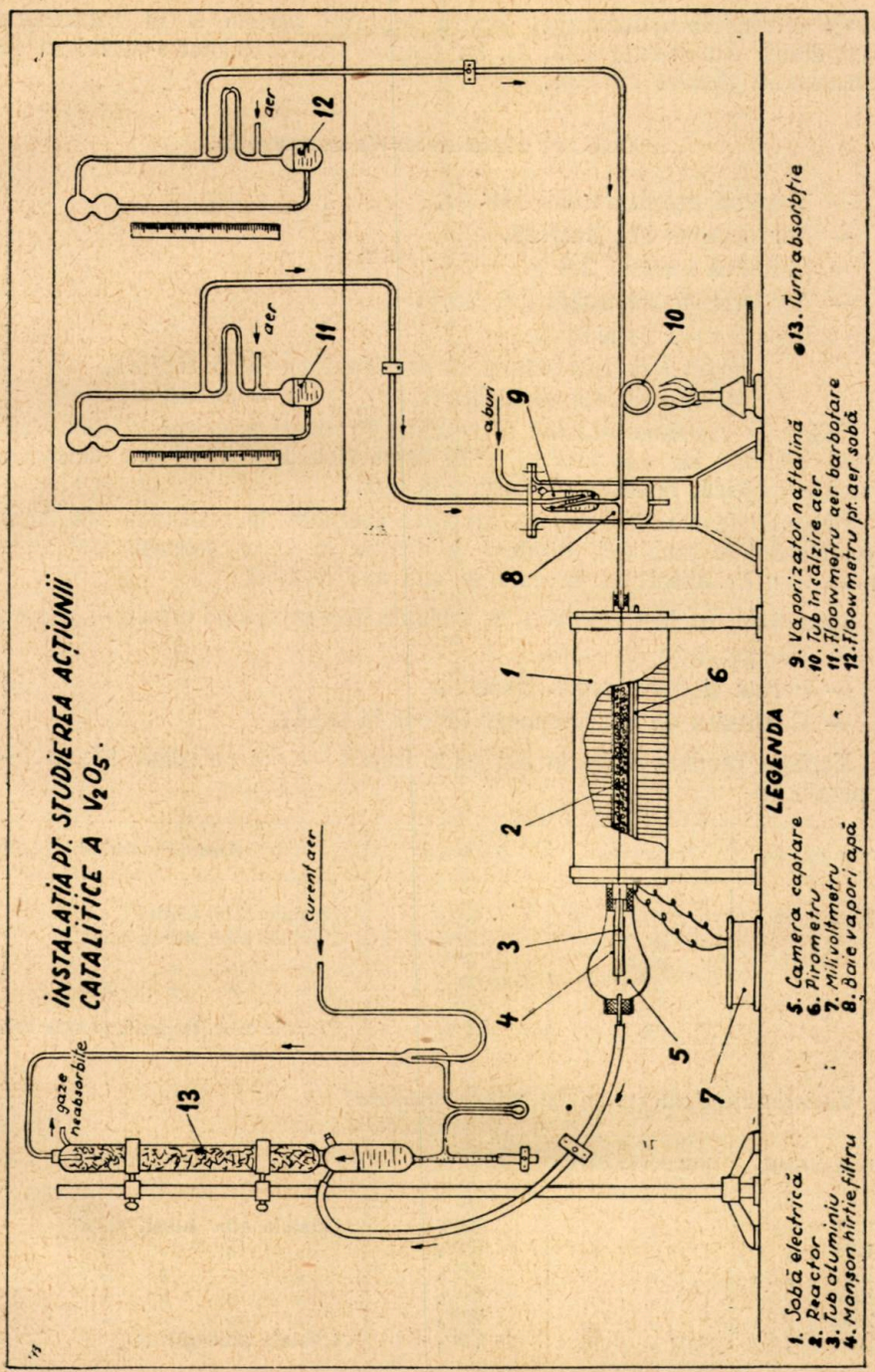

INSTALAȚIA PT. STUDIEREA ACȚIUNII CATALITICE A V_2O_5.
LEGENDA
1. Sobă electrică
2. Reactor
3. Tub aluminiu
4. Manșon hîrtie filtru
5. Camera captare
6. Pirometru
7. Milivoltmetru
8. Baie vapori apă
9. Vaporizator naftalină
10. Tub încălzire aer
11. Flowmetru aer barbotare
12. Flowmetru pt. aer sobă
13. Turn absorbție
aer
aburi
curent aer
gaze neabsorbite

Fig. 1

Ca termen de comparaţie, pentru raportul aerului şi al naftalinei s-au folosit datele din literatură [2, 4]. Iar pentru masa catalitică s-au folosit datele experimentale deduse anterior.

Calculul elementelor de comparaţie.

— Volumul catalizatorului 110 cc,
— Aer necesar 112 litri/oră,
— Naftalină oxidată 2,8 g,
— Aer necesar antrenării [2], 25,45 l,
— Repartizarea aerului [4]:

debitul de aer primar (în vaporizator) = 25,5 litri/oră,
debitul de aer secundar (sobă) = 86,5 litri/oră.

Oxidarea naftalinei are loc în reactor. Produsul principal obţinut este anhidrida ftalică, iar ca produşi care impurifică anhidrida sînt naftochinina, anhidrida maleică, bioxidul de carbon şi apa.

Produşii de reacţie solizi se captează cantitativ în manşonul din hîrtie de filtru, cîntărit în prealabil. Produşii de reacţie în stare gazoasă sînt absorbiţi într-un turn de absorbţie, în care se află apă distilată.

Incercările au fost efectuate în multiple ipoteze variind următorii parametri:
— Temperatura de lucru,
— Forma şi tratamentul şpanului,
— Cantitatea de aer secundar (direct la sobă).

Variaţia randamentului în anhidridă ftalică — din naftalină tehnică — cu temperatura:

Viteza spaţială	Tumperatura	Randament	Aspectul anhidridei
1017 l/oră	375°C	44%	Cristale albe-gălbui
„	380°C	51%	Cristale albe subst. pură
„	385°C	57%	„ „ „ „
„	390°C	58%	„ „ „ „
„	395°C	58%	„ „ „ „
„	400°C	58%	Cristale albe, impurif. puncte cenuşii

Variaţia randamentului cu viteza spaţială:

Viteza spaţială	Temperatura 390°C	Randament	Aspectul anhidridei
1017 l/oră	„ „	58%	Cristale albe subst. pură
1273 „ „	„ „	63%	„ „ „ „
1527 „ „	„ „	66%	„ „ „ „
1800 „ „	„ „	69%	„ „ „ „
2035 „ „	„ „	70%	„ „ „ „
2291 „ „	„ „	70%	Cristale albe-gălbui

Condiţiile optime de lucru pentru acest catalizator sînt:
— Temperatura de lucru 385—390° C,
— Viteza spaţială 2036—2200 litri/oră,
— Timpul de contact 0,00045—0,000425 oră,
— Concentraţia 25 g naftalină/mc.

Din încercările pe care le-am putut face în condiţiuni de laborator, am constatat următoarele:

Catalizatorul pe şpanuri de aluminiu, pregătit ca mai sus dă un randament de circa 80% anhidridă ftalică, de înaltă puritate cînd se lucrează cu naftalina purificată. Randamentul scade la 65—70%, cînd se utilizează naftalina tehnică.

Pentru acelaşi volum de catalizator, cantitatea de aluminiu, pentoxid de vanadiu, acid oxalic şi amoniac este cu circa 50% mai mică. Catalizatorul este de circa 3 ori mai economic ca cel existent.

Prezenţa vaporilor de apă în reactor, variaţiile frecvente de temperatură, întreruperile repetate ale procesului tehnologic şi agenţii toxici grăbesc degradarea prin friabilizare a catalizatorului.

Este necesară o încercare de mai lungă durată în instalaţii mai mari prin care să se verifice rezistenţa catalizatorului în timp.

BIBLIOGRAFIE

1. Pascal, Traité de Chimie Minerale Tome VII, 1931—32, pag. 367—88.
2. Ing. Em. Maniţiu, *Termodinamică*, 1948, pag. 104.
3. ASIT Revista de Chimie 6, 1953, pag. 9—10.
4. Krispin, Proect de diplomă Fac. Chimie Industrială Timişoara, 1952.

COPEAUX D'ALUMINIUM EMPLOYÉS COMME SUPPORT DU PENTOXIDE DE VANADIUM

(RÉSUMÉ)

On expose les conditions dans lesquelles on confectionne et on traite des copeaux d'aluminium employés comme supports du catalyseur de pentoxyde de vanadium. On donne aussi les conditions optimum de travail.

On a essayé le catalyseur dans la réaction d'oxydation de la naphtaline à l'anhydride phtalique. La rendement atteint est de 60—70% quand on travaille à la naphtaline technique et de 80% quand on travaille à la naphtaline purifiée.

АЛЮМИНИЕВЫЕ СТРУЖКИ КАК ОСНОВАНИЕ ДЛЯ ПЯТИОКИСИ ВАНАДИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Излагаются условия необходимые для приготовления и обработки стружек употребляемых как основание для катализатора из пятиокиси ванадия. Указываются также найлучшие условия для работы.

Катализатор был испробован в реакции окисления нафталина во фталевом ангидриде. К. п. д. выразился в 60—70% при работе с техническим нафталином и в 80% при работе с очищенным нафталином.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

METODA PENTRU DETERMINAREA LACTAŢILOR

DE

TR. DUDUŢĂ

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

I.

Metoda de dozare a lactaţilor, ce constituie obiectul acestei lucrări, a fost concepută pentru a rezolva problema controlului fabricaţiei lactatului de sodiu.

Metodele pentru dozarea lactaţilor, citate în literatură [2], [3] şi [4], verificate în laborator, nu au dus la date concordante din diferite cauze obiective, ceea ce a impus realizarea unei metode noi.

II. PRINCIPIUL METODEI

O sare a acidului lactic este descompusă în soluţie apoasă cu o cantitate de acid mineral exact măsurată, de o normalitate oarecare, adăugat în exces faţă de cantitatea de anion lactic existent în soluţie.

Acidul mineral ales a fost acidul sulfuric [5], deoarece este inert faţă de oxidanţi şi la temperatura de fierbere a soluţiei, 100°C, are o tensiune de vapori neglijabilă (sub 1 mm col. Hg).

Acidul sulfuric pune în libertate o cantitate echivalentă de acid lactic, care este apoi oxidat la fierbere cu perhidrol cînd se elimină sub formă de aldehidă acetică. Se formează în fază intermediară acidul piruvic:

$$CH_3-CHOH-COOH+H_2O_2=CH_3-CO-COOH+2H_2O$$

care, în prezenţa acidului sulfuric şi la fierbere, elimină o moleculă de bioxid de carbon, trecînd în aldehidă, acetică [1]:

$$CH_3-CO-COOH \xrightarrow{-CO_2} CH_3-CHO$$

Aldehida acetică formată are un punct de fierbere foarte scoborît (+20, 8°C) şi se elimină imediat. Parţial însă, aldehida acetică, datorită mediului puternic oxidant, trece mai departe în acid acetic:

$$CH_3-CHO+O=CH_3-COOH$$

Acidul acetic format în cantități mici, este eliminat la fierbere final soluția neconținînd decît acidul sulfuric liber.

După eliminarea acidului lactic sub formele amintite și după descompunerea perhidrolului, se răcește soluția și se titrează excesul de acid sulfuric cu hidroxid de sodiu în prezența metil-oranjului. Prin diferență se obține cantitatea de lactat din probă.

III. DOMENIILE DE APLICAȚIE A METODEI

Metoda poate fi aplicată în general la toate sărurile acidului lactic, cu condiția că dacă probele calitative arată prezența și a altor acizi anorganici și organici sau sărurile lor, să poată fi dozați.

Metoda a fost experimentată pe lactații metalelor din grupele I și II principale. In privința extinderii ei asupra lactaților metalelor din celelalte grupe, trebuiesc făcute următoarele observații:

1. Metoda poate fi aplicată cu rezerve în cazul metalelor ce pot exista în mai multe stadii de valență, deoarece paralel cu oxidarea acidului lactic, are loc și oxidarea elementului respectiv care se face cu consum de acid sulfuric.

2. Metoda nu poate fi aplicată în cazul metalelor a căror hidroxizi precipită înainte de *p*H 4,5 (Bi, Sn etc).

Metoda nu este specifică, ea putînd fi aplicată principial și la dozarea altor acizi organici legați sub formă de săruri.

IV. DATE EXPERIMENTALE

Studiul de laborator a urmărit stabilirea condițiilor optime de dozare. In acest scop s-a preparat lactat de sodiu plecînd de la acid lactic și hidroxid de sodiu pur. Mai precis, s-a obținut un lactat de sodiu în procesul de dozare a conținutului în acid lactic total a unui acid lactic pur. Cunoscînd precis cantitatea de lactat de sodiu din proba respectivă, s-a pus în libertate acidul lactic cu acid sulfuric *n*/1 în exces determinat și s-a oxidat la fierbere. Acest mod de lucru a prezentat avantajul posibilității de a controla permanent rezultatele.

S-au studiat următorii factori:

A. Cantitatea de perhidrol necesară pentru o anumită cantitate de anion lactic.

B. Excesul de acid sulfuric, respectiv concentrația optimă.

C. Influența diferiților catalizatori pentru accelerarea descompunerii perhidrolului.

O probă de orientare a arătat că descompunerea completă a perhidrolului, în absența unui accelerator, durează foarte mult. Timpul excesiv de lung (4 ore) a impus de la început folosirea unui accelerator.

In acest scop a fost ales Fe^{+3} sub formă de sulfat feric. Fierul are o puternică acțiune de descompunere a perhidrolului și în forma de sulfat feric se evită un anion în plus și eroarea de oxidare a Fe^{+2} la Fe^{+3}.

A. *Determinarea cantităţii optime de perhidrol necesară oxidării unei cantităţi determinate de acid lactic.*

S-au luat constante următoarele:

— Cantitatea de acid sulfuric *n*/1, 20 cc.

— Catalizator Fe^{+3}, 1 cc soluţie sulfat feric ce conţine 1 mg Fe.

— Cantitatea de lactat de sodiu 1,9727 g. respectiv 1,5852 g acid lactic.

S-au adăugat cantităţi variabile de perhidrol, neutralizat cu hidroxid de sodiu *n*/1 în prezenţă de metiloranj, pornind de la cantitatea calculată stoechiometric pentru a oxida acidul lactic existent, la aldehidă acetică.

Probele au fost făcute la fierbere şi pentru a uşura fierberea s-a adăugat piatră ponce (fiartă anterior în acid sulfuric diluat, apoi spălat pînă la reacţie neutră). S-a menţinut un volum aproximativ constant lăsînd să picure apă distilată dintr-o pîlnie de separare. Probele au fost menţinute la fierbere pînă cînd hîrtia iodamidonată nu a mai arătat prezenţa perhidrolului.

Titrarea aciditătii a fost făcută la primele probe în prezenţă de fenolftaleină (prezent şi acidul lactic rămas neoxidat). Probele 9 şi 10 au fost titrate în prezenţă de metiloranj şi verificate cu fenolftaleină.

Timpul de fierbere pînă la descompunerea completă a perhidrolului (prezenţa lui modifică nuanţa indicatorului îngreunînd observarea punctului de viraj), a variat între 60 şi 90 minute,

Au fost făcute pentru fiecare punct trei probe paralele pentru a obţine o valoare cît mai exactă. Din datele obţinute la probele paralele a reieşit că un factor care influenţează dozarea este şi intensitatea fierberii. Cu cît fierberea este mai intensă cu atît cantitatea de acid lactic descompus este mai mare (curba *2* din diagrama I, curba *M* fiind media celor trei probe).

Din datele experimentale (proba cu 9 cc perhidrol) a reieşit că numai o mică parte din perhidrol se foloseşte în procesul de oxidare şi anume:

$$\frac{1,85}{9} \cdot 100 = 20,55$$

cea mai mare parte se pierde prin descompunere la fierbere. Dat fiind consumul mic, această pierdere se poate neglija.

Rezultatele acestei serii de determinări sînt trecute în diagrama I.

Cantitatea optimă de perhidrol pentru 1 g lactat exprimat în anion lactic, este de 6 cc.

B. *Determinarea concentraţiei optime de acid sulfuric.*

Cu toate că s-a ştiut de la început că o mărire a cantităţii de acid sulfuric nu va influenţa favorabil (acidul sulfuric fiind un stabilizator al perhidrolului) s-au făcut probe de verificare a mărimii influenţei concentraţiei.

Volumul soluţiilor a fost menţinut constant la 125 cc şi s-a lucrat cu cantitatea optimă de perhidrol dedusă din seria A. Timpul de fierbere 2 ore şi 1 cc soluţie sulfat feric (1 mg Fe). Concentraţia în acid sulfuric a probelor a fost:

Proba I ... 0,07%
„ II ... 0,17%
„ III ... 0,49%
„ IV ... 0,76%.

Rezultatele acestei serii sînt trecute în diagrama II şi ele arată că o mărire a concentraţiei în acid sulfuric peste 0,5% are un efect defavorabil. La o concentraţie de 0,76% acid sulfuric apare o descreştere însemnată a cantităţii de acid lactic descompus la un timp egal.

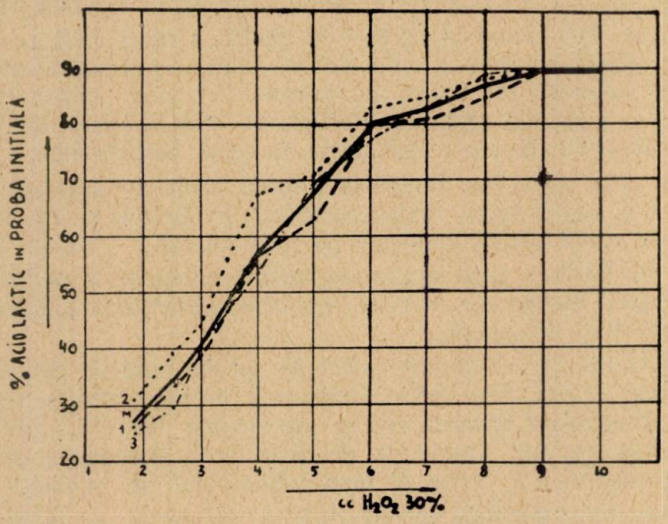


Diagrama I. Acid lactic oxidat în funcţie de cc de perhidrol

O concentraţie mare în acid sulfuric are o puternică acţiune de stabilizare a perhidrolului, acţiunea catalitică a fierului devine insensibilă. Proba IV după 2 ore de fierbere, controlată cu hîrtie iodamidonată a arătat acest lucru. Probele acestei serii, lucrate pînă la îndepărtarea completă a perhidrolului, au dus la rezultate identice. O mărire a concentraţiei în acid sulfuric nu modifică rezultatul analizei ci lungeşte numai timpul de lucru.

C. *Influenţa diferiţilor catalizatori asupra vitezei de descompunere a perhidrolului*

In această serie s-au studiat fierul şi platina. S-au făcut încercări la aceeaşi cantitate de lactat de sodiu şi concentraţie de acid sulfuric cu 1, 2 şi 3 mg fier (sub formă de sulfat feric) pentru 7, 8, 9 şi 10 cc perhidrol.

Rezultatele acestei serii sînt trecute în diagrama III unde cifrele 1, 2 şi 3 reprezintă mg fier.

Se observă că o mărire a cantităţii de fier duce la o scădere a cantităţii de acid lactic oxidat. Pă măsura creşterii cantităţii de fier din soluţie, des-

compunerea perhidrolului se face mai energic în dauna acidului lactic care rămîne neoxidat. Timpul unei analize, practic este acelaşi, deoarece trebuie mărită cantitatea de perhidrol pentru a compensa pierderile mărite.

Incercările făcute cu platină metalică (sîrmă în spirală) au dus la rezulate foarte slabe. Comparativ cu probele în care s-a folosit fierul şi la aceeaşi durată de lucru, probele lucrate cu platină, conţin foarte mult perhidrol.

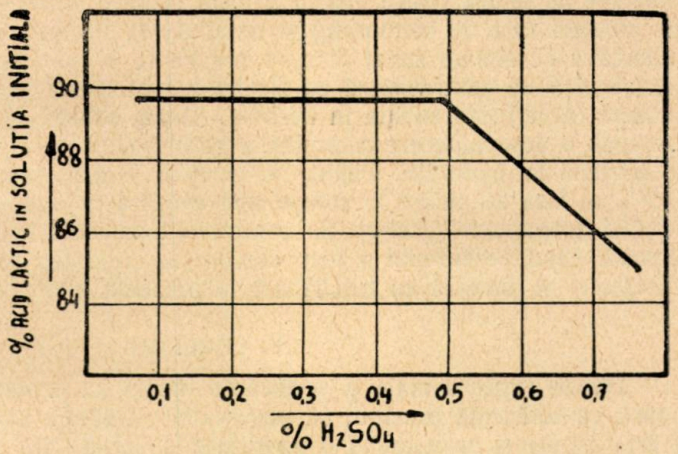


Diagrama II. Influenţa concentraţiei în acid sulfuric asupra oxidării acidului lactic

Verificarea metodei

Metoda a fost verificată chiar în timpul determinărilor cînd s-a plecat de la o cantitate precis determinată de lactat de sodiu. Final s-a verificat metoda pe lactat de calciu pur şi tehnic şi în plămada de lactat de calciu (fază intermediară în fabricarea acidului lactic de fermentaţie), comparativ cu o metodă specifică pentru lactatul de calciu:

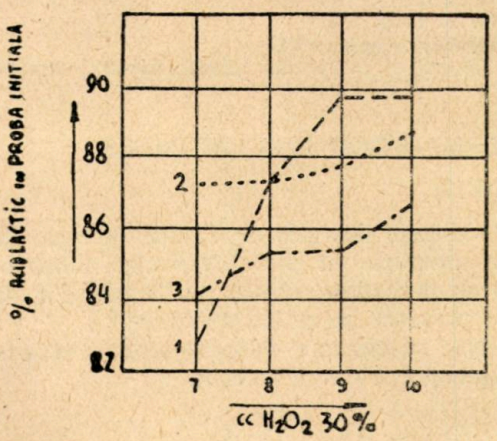


Diagrama III. Influenţa creşterii cantităţii de Fe asupra oxidării acidului lactic

	Metoda cu Na_2CO_3	Metoda cu H_2O_2
Lactat de calciu pur	73,41	72,92
Lactat de calciu tehnic . . .	72,70	69,32
Lactat de calciu în plămadă .	13,27	12,82

Verificarea făcută permanent în timpul determinărilor pe acid lactic pur a dus la următoarele rezultate:

	Metoda cu NaOH	Metoda cu H_2O_2
Acid lactic pur	89,64	89,79

Pe baza studiului de laborator se poate trasa următorul mod de lucru:

1 g lactat exprimat în acid lactic se solvă în cca 110 cc apă distilată şi se adaugă acid sulfuric $n/1$ cu biureta în aşa fel încît soluţia să conţină sub

0,5 % acid sulfuric liber (dacă sulfatul respectiv este insolubil sau parțial solubil și îngreunează fierberea, se îndepărtează prin filtrare). Se adaugă cîteva bucățele de piatră ponce (fiartă în acid sulfuric diluat și spălată pînă la reacție alcalină față de metiloranj) și se aduce la fierbere pe un bec puternic. Se adaugă 1 cc soluție sulfat feric (1 mg Fe la 1 cc). Separat se iau 6—7 cc perhidrol și se neutralizează cu NaOH *n*/1 în prezența metiloranjului, apoi se adaugă încet peste soluția în fierbere. Dacă soluția conține substanțe ce pot provoca o descompunere puternică a perhidrolului este preferabil să se adauge în porțiuni la intervale. Pentru a menține concentrația în acid sulfuric sub 0,5% se lasă să picure în soluție apă distilată în așa debit încît volumul să rămînă aproximativ același. Se controlează din cînd în cînd cu hîrtie iodamidonată. Cînd perhidrolul a fost descompus complet se oprește fierberea, se răcește și se titrează cu NaOH *n*/1 în prezența metiloranjului.

V. CONCLUZII

Datele experimentale și verificările făcute au arătat că metoda se poate aplica cu suficientă precizie, cu observațiile arătate. Condițiile de dozare sînt foarte simple și nu necesită o aparatură specială, din contră este accesibilă oricărui laborator.

BIBLIOGRAFIE

1. Nenițescu C. D, *Tratat elementar de chimie organică*, 1946 V. II p, 50—51.
2. Paessler, Z. f. anal. Chem. 1908 v. 47 p. 32
3. Ulzer und Seide, M. f. Chem. 1897 v. 18 p. 138.
4. Rona Peter, *Praktikum der Physiologischen Chemie*. 1931.
5. Nenițescu C. D. și colaboratorii, *Manualul inginerului chimist*. Editura tehnică, 1952 v. I și II.

MÉTHODE POUR LA DÉTERMINATION DES LACTATES

(RÉSUMÉ)

On présente une méthode pour le dosage des sels de l'acide lactique qu consiste en: mise en liberté de l'acide sulfurique en excès déterminé, élimination de l'acide lactique par oxydation au perhydrol, titrage de l'excès d'acide sulfurique à l'hydroxyde de sodium en présence du méthyle-orange.

La méthode peut être appliquée avec succès aux métaux alcalins et aux métaux alcalins-terreux, mais avec réserve á d'autres métaux.

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЛАКТАТОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматривается метод дозирования солей молочной кислоты путем освобождения молочной кислоты в определенном избытке, затем исключение молочной кислоты окислением перекисью, а также титрирование избытка серной кислоты с гидроокисью натрия в присутствии метилоранжа.

Настоящий метод может быть успешно использован в случае щелочных и щелочно — земельных металлов, а вслучае остальных металлов — с известной оговоркой.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

METODĂ DE DETERMINARE RAPIDĂ A LACTAŢILOR

DE

L. I. SAUCIUC şi M. MUSTA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Pentru controlul fabricaţiei sau a unei faze intermediare de laborator se pune adeseori problema cunoaşterii cu aproximaţie admisă a concentraţiei produsului, aceasta pentru a putea stabili condiţiile de lucru pentru faza următoare. Aceeaşi problemă se ridică şi pentru produsul finit.

Metodele uzuale descrise în literatură pentru dozarea lactaţilor sînt greoaie prin faptul că necesită multe operaţii şi mult timp. Astfel metoda Weigmann [1] tratează lactatul sau amestecul lactat-acid lactic cu hidroxid de bariu, produsul rezultat îl descompune cu un exces de acid sulfuric, filtratul îl agită cu un exces de carbonat de bariu iar soluţia rezultată de lactat de bariu o utilizează la dozarea gravimetrică a bariului şi apoi calculează acidul lactic total.

Mult întrebuinţată este metoda Ulzer-Seidel [2] care se bazează pe oxidarea cu permanganat în mediu alcalin, dozarea acidului oxalic format ca oxalat de calciu din care calculează acidul lactic respectiv lactatul sau dozarea acidului oxalic prin titrare în mediu acid cu permanganat — 1 cc $KMnO_4 n/10 = 0{,}0045$ acid lactic — din care se calculează lactatul.

Alte metode [3] prescriu analiza lactatului de calciu prin dozarea calciului ca sulfat iar a lactatului de fier prin dozarea fierului.

Mersul analizei propuse: se cîntăreşte exact aproximativ 1 g substanţă, se dizolvă în 10—20 cc apă, se adaugă 0,5 cc albastru de timol $0{,}1\%$ în soluţie alcoolică de 20% apoi din biuretă 40 cc acid clorhidric $n/2$ alcoolic. Acidul se adaugă treptat agitînd continuu, aceasta pentru a prinde volumul aproximativ de acid care intră în reacţia de descompunere a lactatului cînd indicatorul virează la roşu. Se notează volumul acesta de acid apoi se adaugă restul. Amestecul rezultat se lasă să reacţioneze 30 min. agitînd din cînd în cînd, apoi se titrează cu hidroxid alcoolic $n/2$ acidul nereacţionat,

Din prima parte a încercării se cunoaşte cu aproximaţie volumul de acid lorhidric consumat în reacţia de descompunere a lactatului deci şi volumul

aproximativ al acidului nereacţionat care urmează să fie titrat. Această titrare se face în felul următor: ştiind care este volumul acidului nereacţionat, se adaugă soluţia de hidroxid incet — 1 cc pe min — aproximativ 2—3 cc de punctul presupus neutru, apoi restul foarte încet, picătură cu picătură, cînd soluţia virează prin galben brun la galben, nuanţă identică cu o probă martor lactat-apă-alcool-albastru de timol. Intreaga cantitate de soluţie de hidroxid se adaugă aproximativ în 30 min şi se agită bine. In decursul titrării nu se adaugă apă.

Făcînd diferenţa între acidul clorhidric total adăugat şi acela nereacţionat se obţine cantitatea de acid clorhidric intrată în reacţia de descompunere a lactatului din care se calculează conţinutul de lactat,

Metoda propusă pentru dozarea lactaţilor a fost încercată la lactatul de sodiu, potasiu, calciu şi stronţiu. In cazul lactatului de sodiu şi potasiu rezultatele au fost 99,7% faţă de 99,4% după alte metode, la lactat de stronţiu 99,8% faţă de 99,5% după alte metode iar la lactat de calciu 98% faţă de 99% după alte metode.

Modul de lucru expus se poate aplica la dozarea lactaţiilor alcalini şi alcalino-pămîntoşi, aceasta şi în prezenţa acidului lactic liber cînd se obţin rezultate acceptabile, nu însă în prezenţa altor săruri ale acizilor organici, cînd se obţin rezultate prea mari.

In cazul cînd proba de executat se găseşte în soluţie, se ia în lucru o cantitate proporţional mai mare şi se diluează cu apă la 10—20 cc.

Cînd lactatul conţine şi acid lactic liber, acesta se determină într-o probă aparte, în cea de a 2-a calculul se face pentru acid lactic total şi prin diferenţă acidul lactic din lactat, respectiv cantitatea de lactat.

BIBLIOGRAFIE

1. Dr. J. König, *Untersuchung von Nahrungs-Genussmitteln und Gebrauchsgegenständen*, I. Springer Berlin, 1914. Ed. IV, v III, p. 219.
2. Dr. Vittorio Villa Vechia, *Tratato di Chimica Analitica Applicata* Ulrico Hoepli Milano, 1937, Ed. III, v. 1,89, 216.
3. Farmacopeia Română, Tiparul Romînesc, Bucureşti, 1943. Ed. V, p. 88,181.

UNE MÉTHODE RAPIDE POUR LA DÉTERMINATION DES LACTATES

(RÉSUMÉ)

On expose une méthode de dosage des lactates dont la principe est basé sur la décomposition du lactate avec un excès d'acide chlorhidrique alcoolique et sur le titrage de l'acide chlorhydrique qui n'a pas réactionné à l'hydroxyde alcoolique en présence du bleu de thymol.

МЕТОД СКОРОСТНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЛАКТАТОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Излогается метод дозировки лактатов. Принцип метода основывается на разложении лактата с избытком спиртовой солянной кислоты и титровании солянной кислоты не принявшей участия в реакции с спиртовой гидроокисью в присутствии тимолиевой соли.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

PIETRE ARTIFICIALE DE REZISTENŢĂ DIN ZGURĂ DE CAZAN ŞI VAR GRAS OBŢINUTE PRIN COMPACTIZARE

DE

EMIL LAŢIU şi NICOLAE VEZA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

Construirea de locuinţe muncitoreşti prin valorificarea resurselor locale este o problemă de actualitate tehnologică.

De aceea, ne-am propus să studiem obţinerea unor cărămizi din zgură de cazan şi var gras suficient de rezistente, întrebuinţînd zgura de cazan de la Energo-Combinat sau de la Depoul C. F. R. Timişoara.

Valorificarea zgurei de cazan este o problemă de actualitate şi în U. R. S. S., unde în cursul anului 1952 s-a ţinut o consfătuire a tehnologilor de specialitate, discutîndu-se diferitele aspecte ale ei.

Zgurile de cazan prin compoziţia lor chimică şi petrografică, corespund zgurilor acide de cuptoare înalte, deosebindu-se de acestea printr-o proporţie mai redusă sau chiar prin absenţa totală a componenţilor hidraulici [1]. Zgurile acide de cuptoare înalte se caracterizează din punct de vedere al compoziţiei chimice prin valoarea raportului: $\frac{CaO\% + MgO\%}{SiO_2\% + Al_2O_3\%} < 1$, denumit indice de bazicitate, care pentru zgurile bazice de cuptor înalt este mai mare sau cel puţin egal cu unitatea [2].

Zgurile de cazan analizate de noi prezintă următoarele caracterictici de compoziţie şi solubilitate în reactivi, date în tabela 1.

Tabela 1

Varietatea de zgură	SiO_2 %	Fe_2O_3 %	$Al_2O_3 + CaO$ %	Cărbune %	Partea solubilă în ClH 1,2 %	Partea solubilă în soluţie de 10% CO_3Na_2 + 1% NaOH %
Zgura de la CFR Timişoara	50	12,5	33	4	40	26,42
Zgura de la Energo-Comb. Timişoara	56	10	29	5	5,8	7
Zgură roşie de la F.Z.B. Timişoara	42	24	31	3	35	14,5

Din punct de vedere al compoziţiei petrografice, adică a fazelor minerale prezente, zgurile de cuptor înalt conţin cîţiva silicaţi cu proprietăţi hidraulice, ca : larnitul ($SiO_2 2CaO$), gehlenitul ($SiO_2 Al_2O_3 2CaO$), melilitul ($AlSiAlO_7$) Ca_2 + + ($MgSi_2O_7$) Ca_2, în afară de ranchinit ($2SiO_2 3CaO$), feromonticelit ($SiO_2 FeO CaO$), wollastonit ($SiO_2 CaO$), anortit ($2SiO_2 Al_2O_3 CaO$) etc. [3].

Cu cît proporţia silicaţilor cu proprietăţi hidraulice este mai mare cu atît zgura are mai bune proprietăţi liante, cum este cazul zgurilor bazice granulate, a căror compoziţie se apropie de aceea a cimentului silicios. In zgurile acide de cuptor înalt predomină anortitul inactiv; acestea datorită unui conţinut mai redus de melilit şi lipsind larnitul, au proprietăţi hidraulice slabe [4].

Compoziţia petrografică a zgurilor de cazan se caracterizează prin prezenţa wollastonitului, apoi a anortitului şi a unui piroxen bogat în fier. Lipsind astfel silicaţii cu proprietăţi hidraulice sau fiind în proporţie foarte redusă (melilitul), zgurile de cazan au proprietăţi liante slabe sau acestea lipsesc cu totul [5], aşa cum rezultă din datele cuprinse în tabela 2. Aceste date se referă la încercarea proprietăţilor hidraulice ale mortarelor preparate din cele 3 zguri şi var în proporţie de 1 : 1, omogenizate cu malaxorul Steinbruck-Schmelzer şi compactizate cu ciocanul Böhme-Martens, apoi ţinute în dulapul cu apă 28 de zile.

Tabela 2

Varietatea zgurei	Greutatea specifică a zgurei în g/cmc.	Greutatea specifică aparentă în stare netasată, g/cmc.	Greutatea specifică aparentă în stare tasată, g/cmc.	Rezistenţa la tracţiune, în kg/cmp.	Rezistenţa la compresiune, în kg/cmp.
Depoul CFR	2,75	0,80	1,29	3	10
F.Z.B.	2,67	0,60	1,05	4,5	15
Energo-Combinat	2,70	0,66	1,11	2,3	8

E de remarcat că s-a comportat mai bine zgura roşie, cu un conţinut mai scăzut de carbon, care prin prezenţa sa în cantitate ceva mai mare exercită o influenţă defavorabilă asupra prizei şi întăririi.

In faţa acestei perspective defavorabile, în care nu se putea conta pe o întărire hidraulică, care să asigure rezistenţe mai mari, trebuiau preconizate şi aplicate alte metode şi mijloace pentru îmbunătăţirea rezistenţelor mecanice.

Una dintre aceste metode se bazează, cum se cunoaşte, pe producerea prizei şi întăririi hidraulice în mod artificial, încălzind probele de mortar cu zgură, ca şi acele de mortar cu nisip, în autoclave la temperatură de cca 150°, sub o presiune de vapori de 8—10 atmosfere, timp de aproximativ 10 ore. In aceste condiţii, SiO_2 reacţionînd cu CaO în prezenţa vaporilor de apă, se formează hidrosilicaţi de Ca, care determină priza şi întărirea hidraulică, ca şi în cazul mortarului cu ciment portland.

Această metodă necesită instalaţii costisitoare, şi în consecinţă ridicarea preţului de cost.

In încercările făcute de noi, am socotit să aplicăm metoda compactizării probelor prin presare, utilizată şi de cercetătorul sovietic A. B. Gheţelev în cazul mortarelor de ipsos, obţinînd pietre de mare rezistenţă [6].

Prin această metodă, crescînd greutatea de volum în raport cu presiunea aplicată, e de așteptat să se mărească și rezistențele mecanice, existînd o anumită dependență între aceste două mărimi.

Practic, am procedat astfel: am amestecat zgura de la Energo-Combinat cu var gras în dozajul de 3 : 1 pînă la omogenizare, apoi am turnat amestecul în forme cubice de fontă cu latura de 7 cm, pe care le-am strîns la exterior într-o centură de fier gros, fixată cu șuruburi rezistente, pentru a putea suporta presiunea exercitată la presa hidraulică; probele de mortar de zgură și var servind pentru încercarea rezistenței la compresiune. La fel, am întrebuințat forme pentru încercarea rezistenței la tracțiune a probelor de mortar de zgură și var. In total am preparat 270 probe.

Pentru a urmări influența ce o exercită diferiții factori asupra rezistențelor mecanice ale mortarelor de zgură și var supuse la diverse compactizări, am preparat cîteva serii de amestecuri de zgură cernută prin ciurul cu ochiul de 3 mm, cu var stins în pastă, var nestins în pulbere și var stins cu adause de tuf andezitic de Deva, tuf bazaltic de Lucareț și ipsos, lucrînd atît cu var stins de curînd, în stare fierbinte, cît și cu var stins mai demult, în stare rece.

Primul amestec a fost preparat din var stins de curînd, în stare fierbinte, în proporția de 1 parte în greutate var și 3 părți în greutate zgură. Din acest amestec s-au format cîte 6 probe, pentru încercarea la tracțiune și 6 cuburi cu latura de 7 cm, pentru încercarea la compresiune. Aceste probe s-au fasonat la diferite grade de compactizare cu ajutorul presei hidraulice, și anume la 20, 40, 60 și 80 atmosfere. Toate probele au fost lăsate să se usuce timp de 28 de zile la aer, după care s-au determinat rezistențe la tracțiune cu aparatul Michaelis și mașina de compresiune.

In tabela 3 sînt consemnate rezultatele acestor încercări.

Tabela 3

Nr. seriei de probe	Presiunea aplicată în atmosfere	Greutatea specifică aparentă, g/cmc	Rezistența la compresiune, kg/cmp	Rezistența la tracțiune kg/cmp
1	Compactizare normală	1,152	8	3
2	20	1,302	18,54	4
3	40	1,345	27,7	5,5
4	60	1,361	37,5	7,5
5	80	1,380	47,0	8,7

Analizînd datele precedente se constată o corespondență strînsă între greutatea specifică aparentă și rezistențele mecanice respective, așa cum arată diagrama nr. 1.

Diagrama nr. 2 ne indică variația rezistenței la compresiune și a raportului *Rc/Rt* în funcție de compactitate. Compactitatea a fost determinată pe baza regulei aditivității amestecului ținînd seama că greutatea specifică a zgurei este 2,7 g/cmc iar a varului stins 2,34 g/cmc precum și de proporția lor în amestec.

In legătură cu această serie de încercări e de remarcat că s-a întrebuințat un exces de apă de amestecare, care prin evaporare în timpul uscării a mărit porozitatea amestecului, reducînd astfel valoarea compactității, și în consecință rezistențele mecanice.

Al doilea amestec (mortar) l-am preparat din aceeaşi zgură de aceeaşi compoziţie granulometrică, dar amestecată cu var nestins în pulbere, trecut

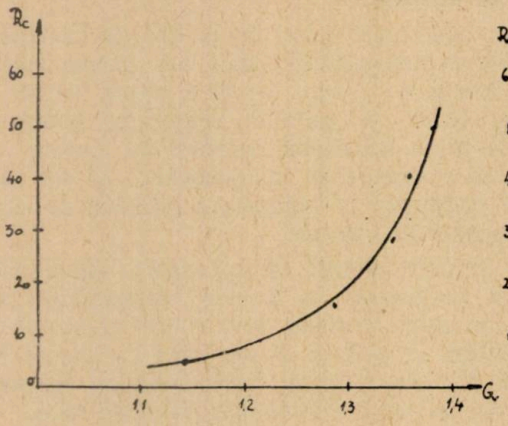


Diagrama 1

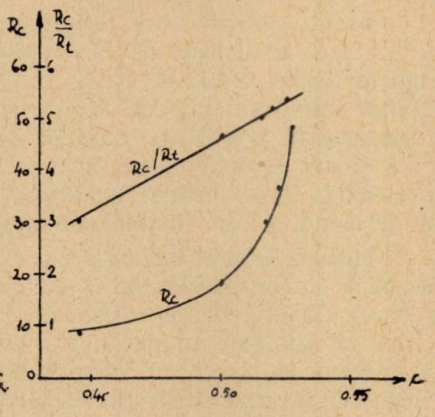


Diagrama 2

prin sita de 900 ochiuri/cmp în proporţia de 1 parte var nestins şi 3 părţi în greutate zgură. Amestecul după ce a fost omogenizat s-a tratat cu cantitatea strict necesară de apă, care să servească la stingerea varului şi la asigurarea unei consistenţe suficiente pentru fasonare. Amestecul l-am lăsat după preparare circa 1 oră în repaos, pentru a se produce stingerea, apoi am confecţionat la fel cîte 6 probe pentru încercările la tracţiune şi 6 pentru compresiune, corespunzător fiecărui grad de compactizare aplicat, adică 20, 40, 60 atmosfere.

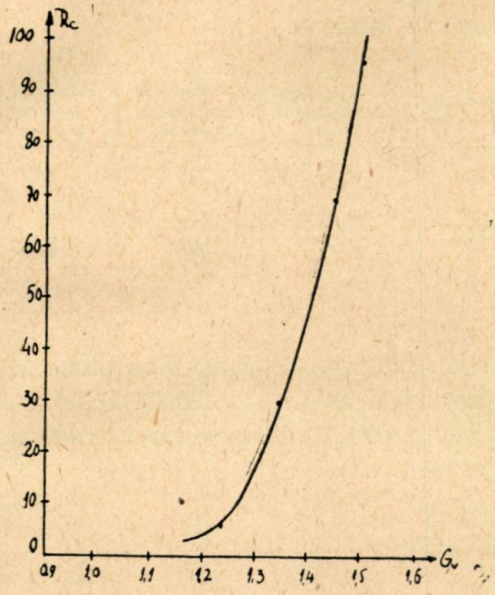
Rezultatele încercărilor sînt trecute în tabela 4.

Tabela 4

Nr. seriei de probe	Presiunea aplicată, în atmosfere	Greutatea specifică aparentă, în g/cmc	Rezistenţa la compresiune, în kg/cmp	Rezistenţa la tracţiune, în kg/cmp
1	Compactizare normală	1,26	12	4,0
2	20	1,37	40	6
3	40	1,48	80,5	8,5
4	60	1,52	95,6	9

Interpretînd datele experimentale precedente rezultă că întrebuinţarea varului nestins în pulbere măreşte considerabil rezistenţele la compresiune în raport cu rezistenţele la compresiune ale probelor similare cu var stins (aproximativ de 2,5 ori), în timp ce rezistenţele la tracţiune nu au crescut decît de cca 1,5 ori. Această creştere a rezistenţelor este datorită, pe de o parte, compactizării mai mari, iar, pe de altă parte, proprietăţilor liante mai pronunţate — priză rapidă cu rezistenţe mai mari — ale varului nestins în pulbere, principiu pe care se bazează utilizarea acestuia la construcţii de tavane, etc. după procedeul maestrului sovietic I. V. Smirnov [7].

Diagrama nr. 3 redă variația rezistenței la compresiune în funcție de greutatea specifică aparentă, iar diagrama nr. 4 variația rezistenței la compresiune și a raportului Rc/Rt în funcție de compactitate.



Diagrana 3

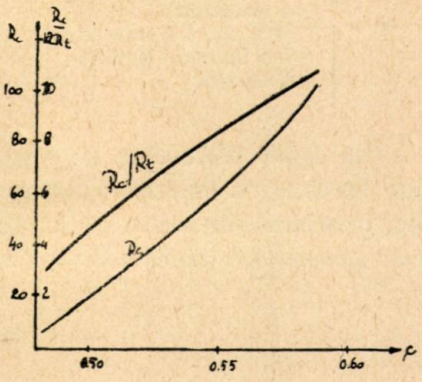


Diagrama 4

A treia serie de încercări am făcut-o preparînd 3 amestecuri de zgură cu var stins rece, în adaus de 25% tuf andezitic de Deva sau 25% tuf bazaltic de Lucareț sau 10% ipsos, toate cernute prin sita de 900 ochiuri/cmp.

De data aceasta am aplicat o compactizare de 30 atmosfere, respectiv 60 atmosfere, considerînd că sînt suficiente aceste încercări pentru scopul urmărit de noi, de a vedea influența unui adaus de alt liant sau de adausuri hidraulice asupra rezistențelor mecanice.

Probele cu adause hidraulice le-am ținut 14 zile în atmosfera umedă a dulapului cu apă.

Rezultatele încercărilor sînt consemnate în tabela 5.

Tabela 5

Nr. seriei probei	Amestecul	Compactizarea, în atmosfere	Greutatea specifică aparentă, în g/cmc	Rezistența la compresiune, în kg/cmp	Rezistența la tracțiune, în kg/cmp
1	3 părți zgură 1 parte var stins rece și 25% tuf andezitic	30	1,65	30	8,8
		60	1,72	60	10,2
2	3 părți zgură 1 parte var stins rece și 25% tuf bazaltic	30	1,75	27	6,2
		60	1,86	70	10
3	3 părți zgură 1 parte var stins rece și 10% ipsos	30	1,74	40	10,3
		60	1,84	65	11,2

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

In sfîrşit, ultima serie de încercări am făcut-o amestecînd zgura cu var stins de curînd, fierbinte, cu adaus de 25% tuf andezitic şi apoi 25% tuf bazaltic, cernute de asemenea prin sita de 900 ochiuri/cmp.

Rezultatele încercărilor sînt cuprinse în tabela 6.

Tabela 6

Nr. seriei probei	Amestecul	Compactizarea, în atmosfere	Greutatea specifică aparentă, g/cmc	Rezistenţa la compresiune, în kg/cmp	Rezistenţa la tracţiune, în kg/cmp
1	3 părţi zgură 1 parte var stins fierbinte şi 25% tuf andezitic	30	1,71	26	7,6
		60	1,78	42	11
2	3 părţi zgură 1 parte var stins fierbinte şi 25% tuf bazaltic	30	1,77	43	8,1
		60	1,86	77	10,6

Din datele precedente se desprinde concluzia că varul stins proaspăt în stare fierbinte nu exercită o acţiune favorabilă asupra amestecului cu tuf andezitic, în schimb amestecul cu tuf bazaltic prezintă rezistenţe sensibil mai mari decît amestecurile similare cu var stins rece.

CONCLUZII

1. Prin metoda compactizării mortarelor de zgură de cazan şi var se pot obţine pietre de rezistenţă, cu o rezistenţă la compresiune mai mare decît limita inferioară admisă în construcţii de zidărie.

2. Dintre diferitele forme în care s-a întrebuinţat varul gras, anume var stins rece, var stins fierbinte, var nestins în pulbere şi var stins rece sau cald cu adause hidraulice, mai bine s-a comportat, cum era de aşteptat, varul nestins în pulbere. Acesta pentru compactizarea de 60 de atmosfere conferă mortarului de zgură de cazan şi var o rezistenţă medie la compresiune de cca 100 kg/cmp; crescînd rezistenţa la compresiune de cca 2,5 ori în raport cu aceea a mortarului preparat cu var nestins în aceleaşi condiţii de compactizare.

3. Adausele hidraulice, ca tuful andezitic şi bazaltic încă exercită o influenţă favorabilă asupra mortarului de zgură şi var gras prin acţiunea lor compactizantă şi prin priza şi întărirea hidraulică, mai ales tuful bazaltic în amestec cu var fierbinte. In aceste condiţii determină o creştere (dublare) a rezistenţei la compresiune; aceasta crescînd de la 37 kg/cmp la 77 kg/cmp pentru compactizarea de 60 de atmosfere.

4. Intrucît rezistenţa la trecţiune creşte mai încet decît rezistenţa la compresiune în funcţie de efortul de compactizare, se constată o creştere a raportului Rc/Rt în dependenţă de compactitate de la valoarea 3,00, corespunzătoare compactizării normale, pînă la valoarea 10,7, corespunzătoare compactizării de 60 de atmosfere, cum indică diagrama nr. 4.

5. Curba variaţiei rezistenţei la compresiune în raport cu greutatea de volum a mortarelor de zgură de cazan şi var gras prezintă mersul obişnuit cu

o pantă mică pentru valorile mai scăzute ale greutății specifice aparente, și apoi unghiul pantei crește, pentru ca la valori mari ale greutății specifice aparente să scadă iarăși (ultima porțiune a curbei nu e trasată în diagramă).

BIBLIOGRAFIE

1. W. Eitel, *Fysikalische Chemie der Silikate*. Iohann Ambrosius Barth. Leipzig, 1941, p. 639 — 652.
2. V. N. Iung, *Osnovîi technologhii viajuscich vescestv*. Promstroizdat, Moscva, 1951, p. 435.
3. I. Bardin — L. Tîlev și alții, Veascosti i mineraloghiceschii sostav pervicinîh demenîh șlacov. Academia nauc S. S. S. R., Moscva, 1951. p. 3—15.
4. F. M. Lea — C. H. Desch, Die Chemie des Zements und Betons. Zementverlag, Berlin Charlottenburg, 2, 1937, p. 288.
5. Fr. Ullmann, *Enzyklopädie der technischen Chemie*, Vol. VII, p. 704.
6. A. B.— Geţelev, Produse de ipsos cu rezistențe mecanice mari. Chemisches-Zentralblatt, 1940 II. p. 3386.
7. B. G. Scramtaiev — H. A. Popov și alții, *Stroitelnii materialii*, Promstroizdat, Moscva, 1952, p. 140.

PIERRES ARTIFICIELLES DE RÉSISTANCE OBTENUES À PARTIR DU LAITIER DE CHAUDIÈRES ET DE LA CHAUX PAR COMPACTISATION.

(RÉSUMÉ)

On peut obtenir des pierres artificielles de résistance à partir du mortier de la chaux et du laitier de chaudières.

1. Pour étudier l'influence de la qualité de la chaux sur les résistances mécaniques, on a utilisé de la chaux éteinte froide, de la chaux éteinte chaude et de la chaux vive en poudre.

On constate que, dans le dernier cas, la résistance moyenne à la compression est de 100 kg/cm² à condition que le produit soit pressé à 60 atmosphères.

Cette résistance est cinq fois plus grande que celle du mortier preparé avec de la chaux éteinte dans des conditions semblables de compactisation.

2. Des adjonctions hydrauliques, comme le tuf andésitique de Deva et le tuf basaltique de Lucaretz, ont une influence favorable sur la résistance à la compression du mortier, même dans le cas où l'on emploie de la chaux éteinte. Ainsi, dans le cas du tuf basaltique, on constate une augmentation de la résistance à la compression allant de 37 à 77 kg/cm².

3. On constate qu'en fonction de l'intensité de la compactisation par compression, le rapport entre la résistance à la compression et celle à la traction, qui est de 3 pour la compactisation normale, augmente à 10,7 pour la compactisation à 60 atmosphères,

ИСКУСТВЕННЫЕ, ДОСТАТОЧНО ПРОЧНЫЕ КАМНИ ИЗ КОТЕЛЬНОГО ШЛАКА И ИЗВЕСТИ, ПОЛУЧЕННЫЕ ПУТЕМ ПРЕССОВАНИЯ ПОД ДАВЛЕНИЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Путем прессования под давлением можно получить из раствора извести и котельного шлака искуствеиные, достаточно прочные камни.

1. Чтобы испытать влияние качества извести на механическое сопротивление была использована холодная гашеная известь, горячая гащеная известь и установлено что в последнем случае сопротивление на сжатие равно 100 кг/м² при давлении в 60 атмосфер, т. е. в два с половиной раза больше чем раствора приготовленного с гашеной известью в тех же условиях.

2. Гидравлические добавления андезитного туфа из района Девы и базальтового Лукарецкого туфа влияют благоириятно на сопротивление на сжатие растворов шлака и извести, даже в случае гашеной извести, производя повышение сопротивления с 37 на 77 кг/см² при давлении в 60 атмосфер для базальтового туфа.

3. Установлено повышение отношения между сопротивлением на сжатие и на растяжение, в связи с интенсивностью сжатия, при прессовании, от 3-ех в случае нормального сжатия до 10,7 в случае сжатия под давлением в 60 атмосфер.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

INCERCĂRI ASUPRA PROPRIETĂŢILOR HIDRAULICE ŞI ADSORBANTE ALE TUFULUI DE DEVA

DE

EMIL LAŢIU şi METEŞ LUCIA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 17 şi 18 martie 1956

In şeaua cetăţii Devei dinspre muntele Colţea se găsesc straturi de tuf vulcanic, formate din pături mai rezistente alternate cu altele mai moi, descoperite încă din timpul cînd se transporta piatra din acest loc la cetatea din Hunedoara. Varietatea mai rezistentă de tuf vulcanic s-a întrebuinţat de către localnici la construirea de case.

Acest tuf vulcanic s-a format în era terţiară [1] şi e considerat din punct de vedere petrografic ca fiind un tuf andezitic ca şi roca compactă andezitică din care e constituită cetatea Devei, care reprezintă conul unui vulcan andezitic stins [2].

Analiza chimică a rocei andezitice din cetatea Devei a fost făcută de către Semmaruga Ervin în anul 1866, obţinînd următoarele date:

Tabela 1

	1. Varietatea cu cristale mici uniforme	2. Varietatea cu cristale mari
SiO_2 %	58,76	57,64
Al_2O_3 %	18,54	16,10
FeO %	7,35	10,52
CaO %	4,40	6,94
MgO %	2,78	3,24
K_2O %	3,92	3,86
Na_2O %	1,21	1,19
Pierdere la calcinare %	3,04	1,30

Analizînd tuful vulcanic din cetatea Devei noi am obţinut datele cuprinse în tabela 2, care comparate cu acelea ale tufului de Slănic, Dej şi Bocşa-Romînă, analizate de A. Steopoe şi D. Ionescu-Bujor (tuful de Bocşa-Romînă)

[3], se desprinde concluzia că acest tuf vulcanic este un tuf andezitic mai bogat în SiO_2 şi nu un tuf andezitic tipic, cum indica datele bibliografice.

Tabela 2

	Tuf de Deva	Tuf de Slănic	Tuf de Dej	Tuf de Bocşa-Română
Pierdere la calcinare %	9,66	6,30— 8,17	13,85	7,60— 9,16
SiO_2 %	68,92	68,99—71,35	62,52	68,01—70,18
Al_2O_3 %	10,60	11,66—12,85	11,62	12,48—15,89
Fe_2O_3 %	2,35	1,63— 1,79	1,84	1,13— 2,56
CaO %	3,65	3,80— 4,80	6,56	2,37— 3,35
MgO %	2,58	0,15— 0,48	0,72	0,20— 1,19
Alcalii %	1,45	1,84— 4,93	2,89	2,62— 4,24
Silice solubilă %	12,74			

Tufui din cetatea Devei ca aspect este compact, sfărîmîndu-se relativ greu. Culoarea acestuia este albă cu o nuanţă slabă cenuşie-albăstruie; unele probe însă sînt de culoare alb-gălbuie fiind străbătute de vine răzleţe de culoare galbenă-brunie.

Măcinat fin şi cîntărit proaspăt prezintă o accentuată proprietate adsorbtivă, mărindu-i-se greutatea cu cîteva zecimi de miligram chiar în timpul cîntăririi, ceea ce ne reaminteşte comportarea zeoliţilor.

In contact cu soluţia de HCl nu produce efervescenţă, demonstrîndu-se astfel că nu este un tuf alterat prin carbonatare. Greutatea specifică a tufului proaspăt măcinat, fără a fi încă uscat la etuvă, este 2,12, determinînd-o cu volumometrul Erdmenger-Mann, iar greutatea volumetrică, determinată în cazul tasării maxime cu vasul Böhme şi pîlnia Gary, este egală cu 0,88 g/cmc, şi netasat 0,63 g/cmc.

I

Pentru determinarea proprietăţilor hidraulice ale tufului de Deva am preparat o serie de mortare de dozaje diferite constituite din amestecuri de tuf şi var uscat, pe de o parte, şi din nisip normal romînesc, pe de altă parte. După ce s-a făcut omogenizarea la malaxorul Steinbruck-Schmelzer şi compactizarea cu ciocanul Böhme-Martens, probele au prezentat după 28 de zile de păstrare în dulapul cu apă rezistenţele mecanice consemnate în tabela 3.

Tabela 3

Compoziţia mortarului	Rezistenţa medie la tracţiune, în kg/cm²	Rezistenţa medie la compresiune, în kg/cm²
I. 1 parte liant (constituită din 67 părţi tuf +33 părţi var stins uscat) +1 parte nisip normal +14 % apă	20	118,6
II. 1 parte liant (constituită din 67 părţi tuf +33 părţi var stins uscat) +2 părţi nisip +12 % apă	17,5	102

Tabela 3 (continuare)

Compoziția motorului	Rezistența medie la tracțiune, în kg cm²	Rezistența medie la compresiune, în kg/cm²
III. 1 parte liant (alcătuită din 67 părți tuf +33 părți var stins uscat) +3 părți nisip normal +12% apă	14,6	81
IV. 1 parte liant (alcătuită din 78 părți tuf +22 părți var stins uscat) +3 părți nisip normal +12% apă	16,4	87,3
V. 1 parte liant (alcătuită din 83 părți tuf +17 părți var stins uscat) +3 părți nisip normal +12% apă	12,7	73,4
VI. 1 parte liant (alcătuită din 72 părți tuf +28 părți var stins uscat) +3 părți nisip +12% apă	14	79,5

În concluzie, analizînd datele experimentale precedente rezultă că tufui de Deva poate fi întrebuințat la prepararea lianților micști de regim umed ca și tufurile de Dej și Slănic [3].

II

Ținînd seama de paralelismul între anumite limite dintre proprietățile hidraulice și cele adsorbante, observate de asemenea și la tufui de Deva ca și la tufui bazaltic de Lucareț [4], am socotit să studiem aceste proprietăți în mod cantitativ, urmărind să verificăm aplicația izotermei de adsorbție a lui Freundlich și la tufui de Deva.

Această izotermă de adsorbție, cum se cunoaște, are următoarea expresie analitică:

$$\frac{x}{m} = \alpha \cdot c^{\frac{1}{n}}$$

în care x este cantitatea în grame de substanță adsorbită, m cantitatea în grame de adsorbant, c concentrația de echilibru după saturarea adsorbantului cu substanța adsorbită; iar $\frac{1}{n}$ și α constante, ce se pot stabili prin calculul mediei unui număr mare de determinări sau prin construcție grafică; ultima metodă confirmînd totodată dacă este cazul unei adsorbții tipice sau nu [5]; [6]; [7]; [8].

Logaritmînd expresia analitică precedentă obținem relația următoare:

$$\log \frac{x}{m} = \log \alpha + \frac{1}{n} \log c$$

care este expresia analitică a unei drepte în sistemul de coordonate $\log c - \log \frac{x}{m}$.

Poziția acestei drepte am determinat-o experimental agitînd puternic circa 9 minute cantități variate de tuf cernut prin sita de 900, respectiv 4900 ochiuri/cm², cu același volum de soluție de colorant într-o fiolă sau eprubetă. În acest scop am întrebuințat soluții de concentrație cunoscută de fuxină și cristal violet. După agitare, pentru a evita filtrarea afectată de erori, datorită

adsorbţiei suplimentare a hîrtiei de filtru, am lăsat soluţia să se limpezească prin sedimentare pînă a doua zi. In acest fel, nu a mai fost necesară limpezirea prin centrifugare. Concentraţiile de echilibru corespunzătoare probelor succesive le-am determinat cu colorimetrul Dubosque şi în parte le-am verificat cu colorimetrul fotoelectric, mai sensibil şi mai precis decît precedentul.

Inclinarea dreptei faţă de axa $\log \frac{x}{m}$ este dată de unghiul φ a cărui $\operatorname{tg} \varphi = \frac{1}{n}$, iar intersecţia dreptei cu axa $\log c$ determină pe aceasta valoarea lui α.

In tabela 4 sînt consemnate datele experimentale şi calculele corespunzătoare în cazul agitării a 10 cmc soluţie de fuxină de concentraţie 0,54 g/l cu cantităţi variabile de tuf, cernut prin sita de 900 ochiuri/cm^2, cuprinse între 0,3—0,7 g, servindu-ne la trasarea dreptei logaritmice, care ne-a permis să determinăm valoarea lui $\frac{1}{n}$ şi a lui α.

Tabela 4

Nr. probei	Nr. de cmc soluţie conţinînd 0,54 g/l	Cantitatea de substanţă adsorbantă, în g	c	$\log c$	$\frac{x}{m}$	$\log \frac{x}{m}$
I	10	0,7	0,000675	$\bar{4},82930$ $-3,1707$	0,007618	$\bar{3},88184$ $-2,11816$
II	10	0,6	0,000877	$\bar{4},94325$ $-3,05675$	0,008853	$\bar{3},94709$ $-2,05291$
III	10	0,5	0,0011205	$\bar{3},04922$ $-2,95078$	0,010575	$\bar{2},02407$ $-1,97593$
IV	10	0,4	0,002349	$\bar{3},36088$ $-2,63912$	0,012913	$\bar{2},11093$ $-1,88907$

Graficul nr. 1 trasat pe baza datelor precedente, reprezintă curba izotermei corespunzătoare, iar graficul nr. 2, dreapta logaritmică.

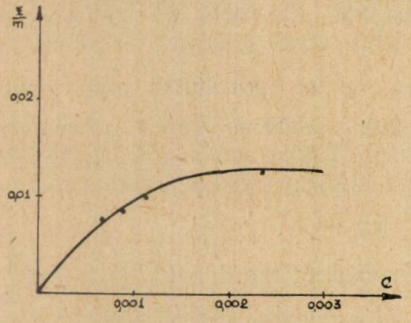


Fig. 1

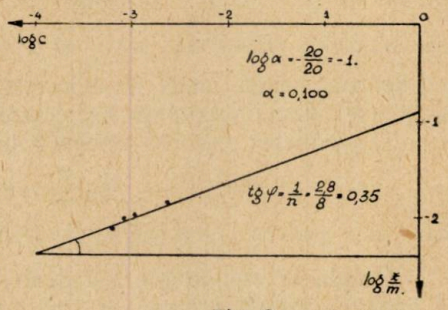


Fig. 2

Fiindcă prezintă un interes anumit influenţa gradului de dispersie, am repetat încercarea cu soluţie de fuxină de concentraţie 0,54 g/l agitînd 30 cmc

din aceasta cu cantități variabile de tuf, cernut prin sita de 4900 ochiuri pe cm², — cuprinse între 0,45 g — 1,05 g.

Datele din tabela 5 ne-au permis să determinăm la fel valoarea lui $\frac{1}{n}$ și a lui α.

Tabela 5

Nr. probei	Nr. de cmc soluție conținînd 0,54 g/l	Cantitatea de substanță adsorbantă, în g	c	log c	$\frac{x}{m}$	log $\frac{x}{m}$
I	30	1,05	0,0006115	$\bar{4},78640$ $-3,21360$	0,01524	$\bar{2},18298$ $-1,81702$
II	30	0,9	0,0008836	$\bar{4},94626$ $-3,05374$	0,017705	$\bar{2},24797$ $-1,75203$
III	30	0,75	0,001552	$\bar{3},19089$ $-2,80911$	0,02097	$\bar{2},32160$ $-1,67840$
IV	30	0,6	0,002531	$\bar{3},40329$ $-2,59671$	0,02573	$\bar{2},40044$ $-1,59956$
V	30	0,45	0,004455	$\bar{3},64885$ $-2,35115$	0,03303	$\bar{2},51891$ $-1,48109$

Diagrama nr. 3 pe baza datelor din tabela nr. 5, reprezintă curba izotermei de adsorbție, iar diagrama 4 dreapta logaritmică corespunzătoare.

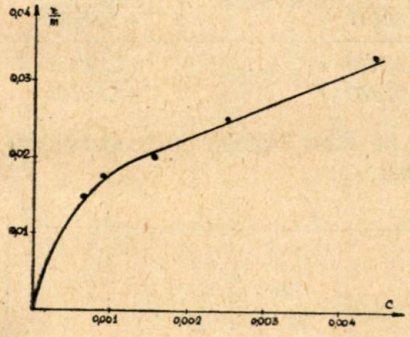


Fig. 3

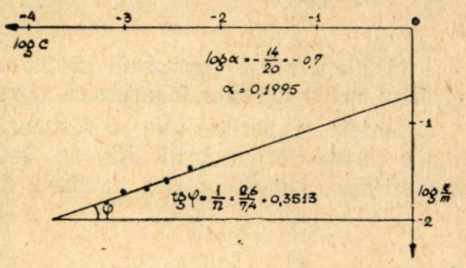


Fig. 4

Se constată că creșterea gradului de dispersie în limitele și condițiile în care am lucrat are o influență vădită asupra lui α, a cărui valoare crește de la 0,100 la 0,1819 cu mărirea gradului de dispersie de la dimensiunea corespunzătoare sitei de 900 ochiuri/cm² la aceea corespunzătoare sitei de 4900 ochiuri/cm².

Făcînd încercări similare cu tuf cernut prin sita de 900 ochiuri/cm², respectiv 4900 ochiuri/cm², agitat însă cu soluție de cristal violet, de concentrație 0,22 g/l, am putut determina în fiecare caz valorile corespunzătoare a lui $\frac{1}{n}$ și α, gă-

sindu-le egale în primul caz $\frac{1}{n}=0{,}212$ şi $\alpha=0{,}03981$, iar în al doilea $\frac{1}{n}=0{,}22$ şi $\alpha=0{,}0999$, adică $\cong 0{,}1$.

Datele experimentale pentru tuful cernut prin sita de 900 ochiuri/cm², sînt redate în tabela 6, întrebuinţîndu-se cantităţi variabile de tuf cuprinse între 0,2 — 1,0 g, agitate cu 30 cmc soluţie de cristal violet.

Tabela 6

Nr. probei	Nr. de cmc soluţie conţinînd 0,22 g/l	Cantitatea de substanţă adsorbantă, în g	c	log c	$\frac{x}{m}$	log $\frac{x}{m}$
1	30	0,9	0,0003162	$\bar{4},49996$ $-3,50004$	0,007228	$\bar{3},85902$ $-2,14098$
2	30	0,8	0,0004042	$\bar{4},60660$ $-3,39330$	0,008098	$\bar{3},90838$ $-2,09162$
3	30	0,7	0,0005912	$\bar{4},77173$ $-3,22827$	0,009175	$\bar{3},96261$ $-2,03739$
4	30	0,5	0,002986	$\bar{3},47509$ $-2,52491$	0,011408	$\bar{2},05690$ $-1,94310$
5	30	0,4	0,00440	$\bar{3},64345$ $-2,35655$	0,01320	$\bar{2},12057$ $-1,87943$
6	30	0,3	0,007854	$\bar{3},89509$ $-2,10491$	0,01414	$\bar{2},14045$ $-1,85955$
7	30	0,2	0,01221	$\bar{2},08672$ $-1,91328$	0,0146	$\bar{2},16435$ $-1,83565$

Graficul nr. 5 reprezintă curba izotermei pe baza datelor precedente iar graficul nr. 6 dreapta logaritmică corespunzătoare.

Datele experimentale corespunzătoare tufului cernut prin sita de 4900 ochiuri/cm², întrebuinţat în cantităţi variind de la 0,2—0,5 g fiind agitat cu 30 cmc soluţie de cristal violet, de concentraţia 0,22 g/l se găsesc în tabela 7.

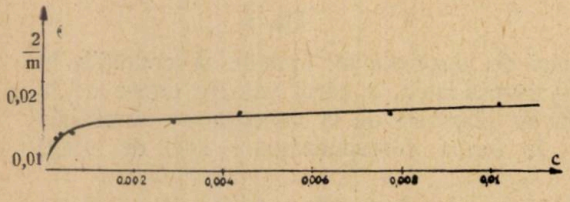


Fig. 5

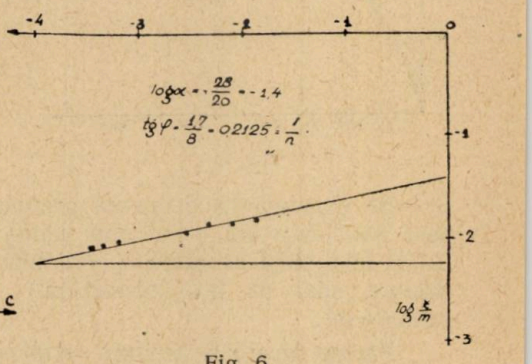


Fig. 6

Tabela 7

Nr. probei	Nr de cmc soluție conținînd 0.22 g/l	Cantitatea de substanță adsorbantă, în g	c	log c	$\frac{x}{m}$	log $\frac{x}{m}$
1	30	0,5	0,0001017	$\frac{\bar{4},00732}{-3,99268}$	0,013119	$\frac{\bar{2},11760}{-1,88240}$
2	30	0,4	0,0002983	$\frac{\bar{4},47465}{-3,52535}$	0,016276	$\frac{\bar{2},20139}{-1,79861}$
3	30	0,3	0,0010312	$\frac{\bar{3},01326}{-2,98674}$	0,020968	$\frac{\bar{2},31139}{-1,67861}$
4	30	0,2	0,003465	$\frac{\bar{3},53970}{-2,4603}$	0,027802	$\frac{\bar{2},44404}{-1,55596}$

Fig. Graficul nr. 7 redă curba izotermei pe baza datelor din tabela anterioară, iar graficul nr. 8 reprezintă dreapta logaritmică respectivă.

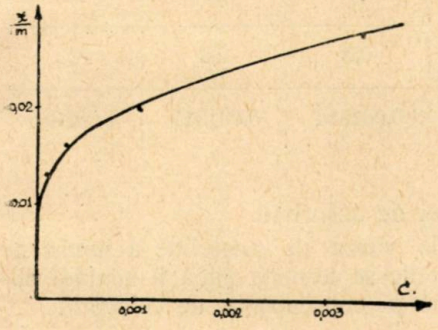


Fig. 7

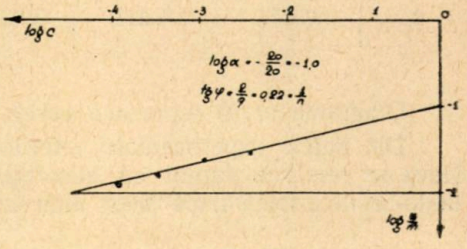


Fig. 8

Și de astă dată se constată creșterea lui α cu gradul de dispersie al tufului de la 0,03981 la $\alpha=0,1$.

Comparînd valorile lui $\frac{1}{n}$ și α în cazul soluției de fuxină cu valorile corespunzătoare a lui $\frac{1}{n}$ și α pentru soluția de cristal violet se remarcă că atît $\frac{1}{n}$ cît și α au valori mai mari în cazul soluției de fuxină, aceasta fiind adsorbită mai intens de tufuul de Deva decît soluția de cristal violet.

De asemenea se observă o ușoară creștere a constantei $\frac{1}{n}$ în cazul ambelor soluții și o creștere mai sensibilă a lui α, cu deosebire în cazul soluției de cristal violet de la valoarea 0,03981 la 0,0999, adică de aproximativ 2,5 ori.

III

In sfîrşit, pentru a stabili mai exact sfîrşitul adsorbţiei, şi în consecinţă valoarea concentraţiei de echilibru a fost necesar să studiem viteza de adsorbţie a tufului [9]; [10]; [11].

In acest scop am agitat în timpuri diferite 30 cmc soluţie de cristal violet, de concentraţie 0,2 g/l, cu 0,3 g tuf cernut prin sita de 4900 ochiuri/cm^2.

Rezultatele experimentale sînt cuprinse în tabela 8

Tabela 8

t	5″	10″	15″	30″	45″	1′
$s \cdot g$	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
c	0,009	0,00752	0,0055	0,004339	0,003663	0,00330

t	2′	3′	5′	7′	9′	11′
$s \cdot g$	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
c	0,00257	0,00211	0,002007	0,001914	0,001815	0,001815

Diagrama nr. 9 reprezintă curbă vitezei de adsorbţie.

Din datele experimentale referitoare la viteza de adsorbţie a tufului de Deva se remarcă faptul că adsorbţia practic se termină după 9 minute, putîndu-se determina după acest interval de timp concentraţia de echilibru.

CONCLUZII

1. Tuful vulcanic din şeaua cetăţii Devei, pe baza datelor de analiză efectuată de noi în Laboratorul de Materiale de Construcţie, avînd un conţinut de SiO_2 mai mare de 65% cu peste 12% silice solubilă, este un tuf andezitic cu un conţinut mai bogat în SiO_2, probabil datorită acţiunii apelor hidrotermale, deoarece roca andezitică din care este alcătuită măgura Cetăţii Devei, reprezentînd conul unui vulcan andezitic stins, nu conţine decît cca 58% SiO_2.

2. Studiind acţiunea hidraulică a acestui tuf am constatat că are bune proprietăţi hidraulice, putînd fi întrebuinţat cu succes la prepararea lianţilor micşti în amestec cu varul gras, ce servesc sub formă de mortare şi betoane la construcţii de regim umed, la fel ca tuful de Dej şi Slănic, asigurînd o rezistenţă la compresiune de cca 100 kg/cm^2 şi o rezistenţă la tracţiune de cca 15 kg/cm^2.

De asemenea, poate fi utilizat ca adaus la ciment sub formă de trasciment ca și tufurile precedente.

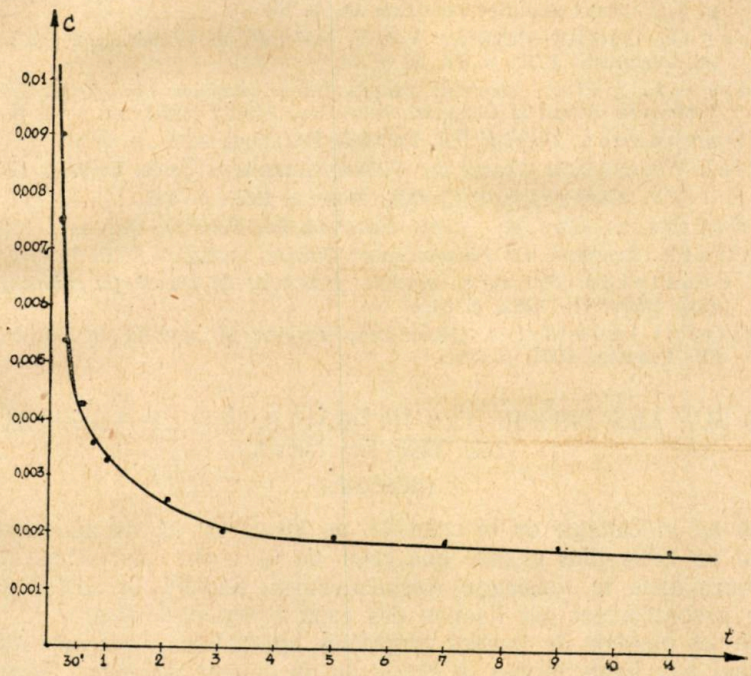


Fig. 9

3. Tufuł de Deva are proprietăți adsorbante mai mari decît tufuł bazaltic de Lucareț, studiat de asemenea de noi din acest punct de vedere. Astfel, valoarea constantelor $\frac{1}{n}$ este de 0,22 și a lui $\alpha=0,0999$, în timp ce valorile corespunzătoare pentru tufuł bazaltic de Lucareț sînt: $\frac{1}{n}=0,12$ și $\alpha=0,0282$ în cazul soluției de cristal violet de concentrație 0,22 g/l și pentru gradul de dispersie corespunzător sitei cu 4900 ochiuri/cm^2.

Cu aceste proprietăți adsorbante tufuł de Deva poate fi întrebuințat în condiții bune ca pămînt decolorant.

In legătură cu proprietățile adsorbante ale tufului de Deva se constată o creștere ușoară a constantei $\frac{1}{n}$ și o creștere mai apreciabilă a lui α în raport cu gradul de dispersie corespunzător sitei de 4900 ochiuri/cm^2 și 900 ochiuri pe cm^2, atît în cazul soluției de cristal violet cît și a celei de fuxină.

4. Din studiul vitezei de adsorbție se desprinde concluzia că adsorbția practic se termină după 9 minute, putîndu-se determina după acest interval de timp concentrația de echilibru în condiții de exactitate suficientă.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Simionescu, *Tratat de Geologie*, Cartea Romînească, Bucureşti, 1927, p. 33 şi 35.
2. N. Solomon, *Constituţia geologică a Devei*, Tipografia Romînească, Deva, 1939, p. 9 (Pe baza studiilor publicate de A. Koch).
3. A. Steopoe, Cercetări Ştiinţifice, Vol. II, Materiale de Construcţie. Ed. I. B. Torouţiu, Bucureşti, 1939, p. 17, 24 şi 14.
4. E. Laţiu — L. Meteş, Incercări asupra tufului bazaltic etc. Acad. R. P. R. Baza Timişoara, Studii şi Cercetări Ştiinţifice. Anul I (1953) nr. 1—4, p. 213.
5. A. V. Dumanschi, *Coloizii*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1949, p. 190.
6. W. Eitel, *Physikalische Chemie der Silikate*, Ambrosius Barth, Leipzig, 1941, p. 233.
7. B. A. Kireev, *Curs fizicescoi Chemii*, Moscva, 1951, p. 452.
8. B. V. Necrasov, *Curs de Chimie Generală*, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1951, p. 23J.
9. K. Jellinek, *Lehrbuch der Phisikalischen Chemie*, Stuttgart, 1937, B. d. V, p. 26.
10. A. G. Casatchin, *Procese şi aparate principale în tehnologia chimică*, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1952, p. 645.
11. Ministerul Industriei Chimice, *Procese şi aparate în industria chimică* Ed. Tehnică, 1951, p. 585.

ESSAIS SUR LES PROPRIÉTES HYDRAULIQUES ET ADSORBANTES DU TUF DE DEVA

(RÉSUMÉ)

1. Le tuf volcanique de la citadelle de Deva est un tuf andésitique avec une teneur en SiO_2 plus grande que celle de la roche andésitique compacti qui se trouve dans le voisinage (respectivement 68,92% et 58,76%), ce qu, s'explique probablement par l'action des eaux hydro-thermales.

2. Ce tuf possède de bonnes propriétés hydrauliques, pouvant être utilisé en l'ajoutant aux liants mixtes à chaux ou au ciment silicieux. Dans le premier cas, on peut atteindre une résistance à la compression d'environ 100 kg/cm² et à la traction d'environ 15 kg/cm².

3. En étudiant les propriétés adsorbantes du tuf volcanique de Deva, en base de l'isotherme de Freundlich, les valeurs de constantes $\frac{1}{n}=0{,}22$ et $\alpha=0{,}09999$ pour les échantillons passés au tamis à 4900 mailles par cm² dans le cas de la solution de violet cristal, montrent qu'on peut l'employer dans de bonnes conditions comme terre décolorante.

4. En déterminant la vitesse d'adsorbtion, on constate que l'adsorbtion finit pratiquement après neuf minutes, de sorte qu'après cet intervalle on peut déterminer la concentration d'équilibre.

ИСПЫТАНИЯ ДЕВСКОГО ТУФА НА ГИДРАВЛИЧНОСТЬ И АДСОРБЦИЮ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

1. Вулканический туф из района Девской крепости представляет собой андезитный туф обладающий большим процентом SiO_2 (а именно 68,92% вместо 58,76%) чем близлежащая андезитная компактная руда, что вераятно объясняется действием гидротермических вод.

2. Этот туф обладает хорошими гидравлическими свойствами и может употребляться как прибавка к смешаным вяжущим веществам, например к извести, кремневому цементу, обеспечивая сопротивление на сжатие (около 100 кг/см²) и на растяжение (около 15 кг/см²).

3. Изучая адсорбирующие свойства Девского вулканического туфа на основании изотермы Френдлиха, было установлено, что величины констант $\frac{1}{n} = 0{,}22$ и $\alpha = 0{,}09999$ для образцов пропущенных через сито с 4900 отверстиями на кв. см., в случае раствора фиолетового кристала, указывают на возможность использования его в качестве фуллеровой земли.

4. Определяя скорость адсорбции было установлено, что практически адсорбция заканчивается после 9 минут, так что после этого промежутка времени можно установить концентрацию.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA
Tomul 1 (15) Fascicola 2

O NOUĂ METODĂ EXPEDITIVĂ PENTRU DETERMINAREA GRADULUI DE DISPERSIE ŞI DOZAREA GRAVIMETRICĂ CONCOMITENTĂ A PARTICULELOR DE PRAF ÎN ATMOSFERA ÎNCĂPERILOR INDUSTRIALE

DE

I. DICK şi V. BICA

Comunicare prezentată în sesiunea ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 26, 27 şi 28 martie 1955

Determinarea expeditivă a cantităţii, a gradului de dispersie precum şi exprimarea numerică a particulelor de praf în atmosfera încăperilor industriale constituie o problemă dintre cele mai importante pentru aprecierea completă a pericolului care ameninţă sănătatea muncitorului.

Care anume dintre constantele de mai sus este hotărîtoare pentru această apreciere şi determinarea căror factori, eventual combinarea lor, ar fi indispensabilă şi de preferat este o problemă încă mult discutată [1]. Variaţia rezultatelor obţinute din cauza erorilor mari şi a suprafeţei specifice în funcţie de compoziţia fracţională complexă şi eterogenă, precum şi în funcţie cu diametrul mediu al particulelor de praf industrial complică această problemă şi mai mult.

Avînd în vedere că un singur factor dintre cele enumerate nu poate oglindi în mod real nocivitatea cauzată de praful industrial, va trebui să combinăm cel puţin determinarea a doi factori în vederea unei aprecieri juste a toxicităţii mediului.

Avînd în vedere stadiul actual al acestei probleme, noi ne-am oprit asupra unor încercări cari ar permite combinarea dozării gravimetrice a particulelor de praf cu determinarea gradului de dispersie, cu ajutorul unei metode expeditive şi rapide eliminînd întrebuinţarea microscopului cu accesoriile sale, ţinînd seama de posibilitatea de a calcula indicele numeric în raport cu indicele gravimetric, chiar şi numai cu aproximaţie. Pe baza acestor constante, cel gravimetric şi al gradului de dispersie s-ar putea aprecia apoi gradul de nocivitate al prafurilor industriale, chiar şi al celor eterogene în mod cît mai just.

Pentru rezolvarea acestei probleme am instituit o metodă cu o aparatură simplă bazată pe următorul principiu:

Trecînd aerul viciat, cu praful industrial, prin mai multe filtre formate din plăci poroase cu o porozitate diferită, bine determinată şi descrescîndă, dispuse în mod succesiv într-un dispozitiv, se pot cîntări fracţiuni ale prafului cu un anumit grad de dispersie, realizînd astfel concomitent o determinare gravimetrică şi fracţionarea prafului în grupe de particule cu un diametru anumit. Astfel s-ar elimina cu totul întrebuinţarea camerei de sedimentare, cu care de altfel se recoltează praful din cantităţi de aer prea mici, a microscopului medicinal sau biologic şi a coniometrelor sau a dispozitivelor pentru recoltări prin izbire.

APARATUL

Dispozitivul necesar, constă din mai multe inele în cari se introduc plăci poroase, rondele filtrante de sticlă sau de porţelan cu o porozitate diferită şi bine determinată. Inelele sînt prinse între ele sub formă de tub.

Părţile dispozitivului sînt:

1. Mai multe tuburi scurte (inele) cu o lungime de 30-40 mm şi cu un diametru de 30 mm, rodate la ambele capete, un capăt fiind drept şi şlefuit exterior, celălalt fiind lărgit şi rodat în interior (fig. 1). Primul şi ultimul poartă cîte o pereche de proeminenţe (urechi). In felul acesta inelele pot fi prinse una în alta şi laolaltă cu sîrmă (primul cu ultimul). In interiorul inelelor se află fixate plăcile poroase sub formă de rondele cu o porozitate diferită, în genul fundului creuzetelor filtrante de sticlă (G_1—G_5) sau de porţelan (A_{1-2}, B_{1-2}, C_{1-2}). Asemenea plăci poroase nefixate, de rezervă se găsesc în comerţ (Firma Schott, Iena).

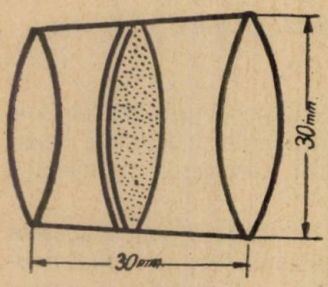


Fig. 1

Numărul inelelor depinde de numărul rondelelor filtrante folosite şi dorinţa de fracţionarea prafului în grupe de particule cu un anumit grad de dispersie.

2. Ultimul inel poartă în loc de placă poroasă una neporoasă de sticlă sau de porţelan pentru reţinerea celor mai mici particule cu un diametru sub 1 μ.

Această placă se montează în inelul care se leagă la capătul dispozitivului spre sursa de absorţie. Ea are o formă rotundă dar nu închide complet inelul pentru a permite trecerea aerului la marginea rondelei. Pentru acest scop proeminenţa din interiorul inelului care serveşte ca suport pentru rondelă, nu este continuu, ci formată din cîţiva dinţi de o lăţime de 0,5 cm. La margine, placa nu atinge pereţii inelului decît în cîteva puncte pentru fixare şi lasă o fantă liberă de 1—2 mm, fig. 2.

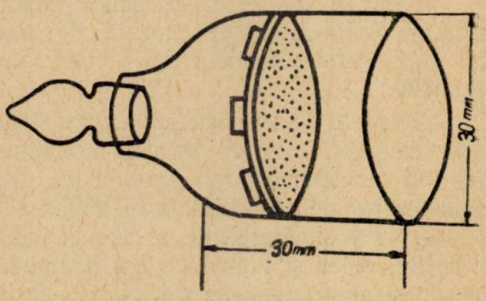


Fig. 2

Inelul în care se montează această placă nefiltrantă este îngustant la un capăt (diametrul redus la jumătate), şlefuit la ambele capete în interior, într-o parte pentru adaptarea la ultimul inel iar la celălalt capăt, îngust, pentru fixarea unui dop şlefuit cu care se închide dispozitivul înainte şi după întrebuinţare. La acest capăt îngustat se va adapta dealtfel cauciucul care duce la sursa de aspiraţie.

3. Un stativ de lemn pentru aşezarea dispozitivului în poziţie verticală, după recoltarea probelor.

Profilul dispozitivului este redat în fig. 3.

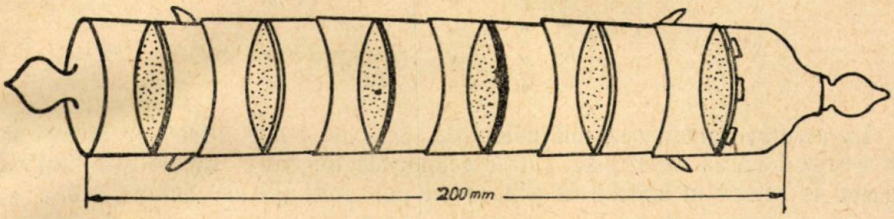


Fig. 3

La capătul opus sursei de aspiraţie un dop de sticlă închide dispozitivul în timpul transportului înainte şi după întrebuinţare.

Metoda de lucru

După ce inelele de sticlă cu plăcile poroase au fost curăţite de praful provenit de la o dozare anterioară şi uscate în modul descris mai jos (cele noi vor fi de asemenea spălate şi uscate), se cîntăresc la o balanţă analitică şi se prind unul în celălalt în ordinea cîntăririi şi mărimii descrescînde a porilor, cel cu placa neporoasă la capăt, se leagă primul şi ultimul inel cu o sîrmă subţire şi se închid cu dopuri la ambele capete.

Probele se recoltează legînd gîtul îngustat al ultimului inel cu ajutorul unui tub de cauciuc de o sursă de absorbţie.

Cantitatea de aer viciat necesară pentru o probă variază după gradul de prăfuire al aerului.

Viteza de absorbţie poate varia aproximativ între 0,1—1 m/sec (2—20 litri de aer pe minut). Dacă în aerul viciat predomină particule mari, se recomandă mărirea vitezei de absorbţie.

Recoltarea probelor

Se vor lua întotdeauna cel puţin două probe paralele.

Se aduce dispozitivul într-o poziţie verticală sau orizontală, se desfac dopurile şlefuite de la ambele capete şi se face legătura cu aspiratorul, intercalînd un reometru sau contor. După terminarea recoltării, se aduce dispozitivul într-o poziţie verticală, se desface legătura de la sursa de absorbţie şi se închid ambele capete cu dopuri legîndu-le cu o sîrmă subţire sau cu cauciuc.

Aduse în laborator, desfacem inelele, le ştergem cu o pînză fără scame sau hîrtie de filtru cantitativă şi le cîntărim. Surplusul de greutate aflată la fiecare inel, reprezintă cîte o fracţiune de particole de praf cu un grad de dispersie exprimat prin mărimea porilor din plăcile filtrante. Astfel se poate exprima rezultatul procentual în microni pentru diversele particule găsite la fiecare categorie de mărime. Cu plăcile filtrante găsite actualmente în comerţ putem fracţiona praful în 5—6 categorii de mărime şi anume:

Nr.	1	∅	porilor peste	90 μ
„	2	„	„	40—90 „
„	3	„	„	15—40 „
„	4	„	„	5—15 „
„	5	„	„	1— 5 „
„	6	„	„	sub 1 „

La cerere, delimitarea mărimilor de pori se poate restrînge şi mai mult prin confecţionarea unor plăci filtrante speciale de către firmele producătoare. Aceasta se referă în special la plăcile cu pori mici (Firma Schott, Iena).

Spălarea dispozitivului

Plăcile filtrante odată întrebuinţate, vor fi curăţite mai întîi în mod mecanic cu un jet puternic de apă sau cu o spatulă de os, dacă depozitul de praf de pe ele este vizibil (şi mai gros). Urmează a doua curăţire mecanică prin spălare cu apă la trompă, aşezîndu-se inelele invers pe un dop de cauciuc găurit şi fixat într-un vas conic cu tub lateral.

Urmează spălarea chimică a plăcilor cu un solvent adecvat spre exemplu cu acid azotic, clorhidric, sau apă regală fierbinte. Pentru îndepărtarea prafurilor organice se va întrebuinţa H_2SO_4 conc. fierbinte la care s-a adăugat puţin KNO_3 sau un amestec de $NaNO_3 + NaClO_4$.

Inelele sînt apoi spălate cu apă şi fierte timp de 10 minute în apă distilată, schimbînd apa de 3 ori.

Inelele sînt uscate într-o etuvă la 110—120° timp de o oră. Se aşează apoi într-un exicator şi se cîntăresc înainte de întrebuinţare, după ce au fost şterse cu o cîrpă fără scame sau hîrtie de filtru cantitativă.

Practica ne arată că nu există pericol de astupare a porilor; astfel spălarea plăcilor filtrante nu prezintă dificultăţi deosebite.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

In cursul cercetărilor noastre am dozat gravimetric şi am determinat gradul de dispersie al prafului de cărbune, ciment, caolină, nisip etc. prin simplă cîntărire a mai multor fracţiuni ale particulelor de praf cu un diametru diferit.

S-au luat în lucru diverse prafuri pulverizate în mod diferit, unele probe s-au pulverizat foarte fin iar altele mai puţin. Ele au fost trecute prin sitele Nr. 0045, 006, 012 şi 02, cu ∅ ochiurilor de 45, 60, 120 şi 200 (pulverizare foarte fină, fină, mijlocie şi grosieră; vezi tabelele). Observăm că la site de proveniență diferită, ∅ ochiurilor nu este acelaşi.

Ca sursă de absorbţie s-au întrebuinţat un aspirator de praf, o trompă bună de apă şi pompa electrică.

S-au luat în lucru cîte două probe.

Praful s-a împrăştiat cu ajutorul unui suflător în aceeaşi încăpere pentru fiecare probă. Cantitatea de praf a fost aceeaşi pentru cele două probe paralele. In unele cazuri ambele probe s-au executat în acelaşi timp cu două dispozitive, iar altele s-au executat cu acelaşi aparat după 24 ore în aceeaşi încăpere împrăştiind aceeaşi cantitate de praf.

Rezultatele obţinute sînt redate în tabelele 1, 2 şi 3.

Analizînd aceste rezultate obţinute la dozarea diverselor prafuri, putem trage următoarele concluzii:

Prafurile extrem de fin pulverizate conţin în general maximum de particule între mărimile 1—15 μ. O divizare mai mare prin pulverizare nu se poate obţine. In condiţiile industriale cantitatea maximă a particulelor poate avea un diametru mai mic după natura procesului de lucru.

Prafuri mai puţin pulverizate nu dau decît fracţiuni cu un diametru peste 40 μ. Particule mai mici, dacă există în aceste prafuri, se află într-o cantitate care nu întrece cu mult eroarea de cîntărire la o balanţă obişnuită de precizie. In orice caz cantitatea lor este neglijabilă. Astfel cantităţile găsite sub un miligram nu au fost luate în considerare.

Viteza absorbţiei aerului influenţează rezultatele în mod vădit. La o viteză de absorbţie mai mare fracţiunile cu un diametru mai mare indică cifre mult mai ridicate la împrăştierea aceleiaşi cantităţi de praf, deoarece în acest caz pătrund în dispozitiv mai multe particule mari decît la o viteză de absorbţie mai mică. Această diferenţă întrece în unele cazuri 35%. Este un fenomen bine cunoscut din cauza căruia compararea rezultatelor se face numai între probe absorbite cu aceeaşi viteză.

Probele executate în condiţiuni identice de absorbţie ne indică rezultate în general satisfăcătoare. Erorile între probele astfel executate nu întrec la aceeaşi fracţiune în medie 5%.

Cantităţile sub 1 mg nu s-au luat în consideraţie, deşi aceste cantităţi reprezintă în unele cazuri pînă la 2% din totalul particulelor de praf. Neglijarea acestor cantităţi intervine cu o valoare cu atît mai mare, cu cît concentraţia prafului în aer este mai mică. In cazul cînd nu renunţăm la ele trebuie să ne mulţumim cu rezultate aproximative.

In ceea ce priveşte concentraţia prafului în mg pe unitate de volum aflat din totalitatea fracţiunilor, erorile între cîte două probe paralele sînt de asemenea în primul rînd în funcţie cu condiţiile de absorbţie şi în al doilea rînd de posibilităţile noastre experimentale, de a împrăştia în mod uniform într-o încăpere aceeaşi cantitate de praf. Aceste erori sînt de maximum 10% (cu excepţia probelor nr. 5, 6, 7 şi 8 din tabela 1).

La calcularea numărului de particule pe unitate de volum din ultima rubrică a tabelelor, am folosit coeficientul 100.

In experienţele noastre, am divizat prafurile şi în fracţiuni de peste 10 μ. Este evident că după nocivitate, natura prafului respectiv procesului tehnologic, vom putea renunţa în multe cazuri la fracţiunile de peste 15 μ, ţinînd seama

Dozarea prafului

Nr. crt.	Dispersia prafului	Aspirat				Cîntărit	
		Felul	timpul minute	viteza l/min.	volum, cond. norm. litri	1 peste 90	
						g	%
1	foarte fin	Aspirator	60	6	335	—	—
2	„ „	„	30	10	280	0,0005	—
3	fin	Trompă de apă	60	2,5	142	0,0061	3,0
4	„	„ „ „	30	2,5	71	0,0022	2,2
5	pulveriz. mijlocie	Pompa	30	10	285	0,0402	68,0
6	„ „	„	10	20	187	0,0406	74,4
7	pulveriz. grosieră	Trompă de apă	120	2	222	0,0407	88,9
8	„ „	„ „ „	60	2	110	0,0231	85,5

Dozarea prafului

Nr. crt.	Dispersia prafului	Aspirat				Cîntări	
		Felul	timpul minute	viteza l/min.	volum. cond. norm. litri	1 peste 90 μ	
						g	%
1	foarte fin	Aspirator	30	10	291	0,0004	—
2	„	„	15	20	291	0,0002	—
3	fin	Trompă de apă	60	2	118	0,0029	1,9
4	„	„ „ „	30	2	59	0,0013	1,8
5	pulveriz. mijlocie	Pompa	30	10	282	0,0363	70,2
6	„ „	„	15	20	282	0,0401	72,6
7	pulveriz. grosieră	Trompă de apă	120	2	232	0,0502	87,3
8	„ „	„ „ „	60	2	117	0,0238	87,5

Tabela 1

de cărbune

pe filtrul nr. 2 40—90		3 15—40		4 5—15		5 1—5		6 sub 1		Total	Concentrația prafului mg/m³	Numărul particulelor pe cmc de aer (coef. 100)
g	%	g	%	g	%	g	%	g	%	g		
0,0192	6,8	0,0312	11,0	0,0501	17,6	0,1703	59,8	0,0139	4,9	0,2847	850	85000
0,0245	9,5	0,0303	11,8	0,0469	18,2	0,1444	56,2	0,0111	4.3	0,2572	918	91800
0,0792	39,0	0,0887	43,7	0,0209	10,3	0,0082	4,0	0,0006	—	0,2031	1430	143000
0,0361	36,5	0,0420	42,6	0,0117	11,8	0,0047	4,8	0,0021	2,1	0,0988	1392	139200
0,0107	18.1	0,0082	13,9	0,0005	—	0,0006	—	—	—	0,0591	207	20700
0,0089	16,3	0,0051	9,3	0,0008	—	0,0004	—	0,0002	—	0,0546	292	29200
0,0051	11,10	0,0007	—	—	—	0,0003	—	—	—	0,0458	206	20600
0,0039	14,5	0,0004	—	0,0003	—	—	—	—	—	0,0270	245	24500

Tabela 2

de ciment

pe filtrul nr. 2 40—90 μ		3 15—40 μ		4 5—15 μ		5 1—5 μ		6 sub 1 μ		Total	Concentrația prafului mg/m³	Numărul particulelor pe cmc de aer (coef. 100)
g	%	g	%	g	%	g	%	g	%	g		
0,0094	7,3	0,0236	18,4	0,0641	50,0	0,0232	18,1	0,0079	6,2	0,1282	440	44000
0,0117	9,8	0,0235	19,6	0,0582	48,5	0,0203	16,9	0,0063	5,2	0,1200	412	41200
0,0795	52,4	0,0567	37,4	0,0082	5,4	0,0034	2,2	0,0011	0,7	0,1518	1286	128600
0,0390	55,1	0,0236	33,4	0,0054	7,6	0,0015	2,1	0,0004	—	0,0708	1200	120000
0,0112	21,7	0,0042	8,1	—	—	—	—	—	—	0,0517	183	18300
0,0098	17,8	0,0053	9,6	0,0005	—	—	—	—	—	0,0552	195	19500
0,0073	12,7	0,0004	—	0,0006	—	—	—	—	—	0,0575	248	24800
0,0034	12,5	—	—	—	—	—	—	—	—	0,0272	232	23200

Dozarea prafului

Nr. crt.	Dispersia prafului	Aspirat				Cîntărit	
		Felul	timpul minute	viteza l/min.	volum. cond. norm. litri	i peste 90	
						g	%
1	foarte fin	Aspirator	30	10	280	0,0003	—
2	„ „	„	15	20	280	0,0006	—
1	foarte fin	Trompă de apă	60	2	116	0,0003	—
2	„ „	„ „ „	30	2	57	—	—
1	foarte fin	Pompa	30	10	284	0,0004	—
2	„ „	„	15	20	284	0,0010	1,6

de retenţia lor de către căile respiratorii în funcţie cu mărimea. Astfel vom putea întrebuinţa după caz numai ultimele 3 filtre, adică 4, 5 şi 6.

Pentru controlul influenţei rezistenţei plăcilor filtrante în comparaţie cu metoda clasică, care absoarbe praful pe vată hidrofilă sau vată de sticlă, s-au executat probe paralele ale căror rezultate sînt redate în tabela 4. Aceste probe s-au executat în acelaşi timp, la aceeaşi rezistenţă prin ramificaţia sursei de absorbţie legînd un sistem din filtre G_4, G_5 şi o alonjă de control cu vată de sticlă la un capăt al unui tub în Y, iar la celălalt capăt un sistem cu o alonjă şi una de control tot cu vată de sticlă. Acest tub Y a fost legat apoi la sursa de absorbţie, trompa sau aspirator de praf, prevăzut cu un dop şi un tub de ramificaţie.

Rezultatele obţinute ne arată că ele sînt concordante şi că absorbţia se face în mod complet în ambele sisteme.

In cazul cînd probele se recoltează dintr-o conductă de aer a unui sistem de ventilaţie, se calculează viteza volumetrică din viteza liniară a curentului de aer pentru egalarea vitezei de absorbţie.

In ceea ce priveşte calcularea numărului particulelor din indicele gravimetric cu ajutorul unui coeficient oarecare, rezultatele obţinute nu pot fi decît aproximative şi inaplicabile la prafurile industriale heterogene. Rezultatele noastre experimentale ne arată că din concentraţia prafului pe unitate de volum nu putem obţine rezultate concludente prin înmulţirea indicelui gravimetric (mg/m^3) cu coeficientul 100 sau 200 pe cmc, cum recomandă mulţi autori. Intr-adevăr dacă în probele noastre comparăm prafurile foarte fin pulverizate cu altele pulverizate mai puţin fin, observăm spre exemplu că în unele cazuri primele ne indică un conţinut maxim la fracţiunea cu un diametru de 5—15μ,

Tabela 3

de caolină

pe filtrul nr. 2 40—90 g	%	3 15—40 g	%	4 5—15 g	%	5 1—5 g	%	6 sub 1 g	%	Total g	Concentrația prafului mg/m³	Numărul particulelor cinc de aer (coef. 100)
0,0081	13,9	0,0126	21,7	0,0211	36,3	0,0120	20,7	0,0043	7,4	0,0581	207	20700
0,0102	17,1	0,0110	18,4	0,0203	34,1	0,0150	25,2	0,0031	5,2	0,0596	213	21300
TALC												
0,0061	13,8	0,0121	27,4	0.0186	42,2	0,0073	16,6	0,0004	—	0,0441	380	38000
0,0026	11,3	0,0070	30,4	0,0101	43,9	0,0033	14,4	0,0003	—	0,0230	403	40300
NISIP												
0,0106	16,9	0,0320	51,2	0,0131	20,9	0,0055	8,8	0,0014	2,2	0,0626	220	22000
0,0124	19,3	0,0319	49,6	0,0123	19,1	0,0067	10,4	0,0006	—	0,0643	226	22600

iar ultimele un conținut maxim în particule cu un diametru de peste 90 μ, dar cu aceeași concentrație de praf pe unitate de volum. Calculînd numărul de particule cu un coeficient, obținem cifre identice, deși acest lucru este a priori imposibil după modul de pulverizat. Spre exemplu proba nr. 5 din tabela 1 și proba nr. 1 din tabela 3 la caolină.

Dar nici expresia numerică obținută experimental la un microscop cu un micrometru ocular nu este concludentă, ea avînd un caracter momentan și punctiform în special în cazul oscilațiilor mari în concentrația prafului. Aceste probe sînt puțin reprezentative; se recoltează praful din cantități relativ mici de aer. Ar fi necesar prin urmare a lua un număr foarte mare de probe sau a ne mulțumi cu date cu totul inexacte, care caracterizează diferite concentrații întîmplătoare. Cel mai mare dezavantaj al acestei metode este însă faptul că la o concentrație ceva mai ridicată, particulele de praf se suprapun formînd o masă conglomerată în care nu se mai disting particulele unele de altele.

O comparare a rezultatelor obținute prin metoda gravimetrică și numerică nu ne indică o corelație evidentă între numărul particulelor de praf și greutatea lor într-o unitate de volum, în special la prafurile heterogene cu o compoziție fracțională complexă.

Noi considerăm că metoda noastră prin determinarea directă a diametrului particulelor de praf, ne permite să deducem gradul de nocivitate a prafurilor, în funcție de posibilitatea lor de pătrundere în alveolele pulmonare, într-o măsură determinantă.

Deoarece de mărimea particulelor depinde în primul rînd posibilitatea lor de pătrundere în căile respiratorii și acțiunea lor nocivă, diametrul lor trebuie să fie un indiciu suficient de precis pentru aprecierea nocivității lor.

Tabela 4

Dozări paralele cu metoda clasică şi cea nouă

Nr. crt	Felul prafului	Dispersia prafului	Absorbit		Cîntărit pe			
			timpul minute	volumul cond. norm. litri	$3G_4$ g	$3G_5$ g	Alonjă cu vată de sticlă g	Cîte o alonjă de control cu vată de sticlă
1	Cărbune	fin	60	118	0,2204	—	0,2309	—
2	„	„	60	116	0,1241	0,0003	0,1211	—
3	Făină	„	60	118	0,2058	—	0,1921	—
4	Samotă	„	60	117	0,1356	0,0005	0,1318	—
5	Nisip	„	120	220	0,1936	—	0,1902	—
6	„	„	60	110	0,1377	—	0,1392	—

Petrov şi Anciuntina [3] au arătat că particulele cari pătrund în alveolele pulmonare au un diametru mai mic decît 10 μ, din cari 95% au un diametru sub 5 μ. Mai există contraverse asupra reţinerii particulelor cu un diametru foarte mic.

Ne dăm seama evident şi de dificultăţile legate de această metodă, cari nu se referă însă la executarea probelor sau la confecţionarea dispozitivului, ci în primul rînd la stabilirea diametrului maximal real al porilor din plăcile filtrante. Acest diametru se stabileşte după diferite metode [4].

In special la filtrele G_5 pentru filtrarea bacteriilor există dificultăţi metodice pentru stabilirea diametrului maximal real al porilor.

Un studiu mai amănunţit cu privire la diametrul maximal real al porilor în vederea întrebuinţării filtrelor pentru metoda prezentată de noi, ar putea aduce un aport valoros. Actualmente pentru stabilirea diametrului maximal de pori al filtrelor G_5, se întrebuinţează o metodă standard.

Trebuie să mai menţionăm că unele filtre de la alte firme (spre exemplu masa filtrantă de porţelan ale creuzetelor filtrante *C*) nu ne-au dus la rezultate concordante. Este prin urmare foarte important a avea la îndemînă plăci filtrante controlate în mod serios de către firma producătoare sau în laborator.

Un studiu comparativ între metodele de măsurare a gradului de dispersie de diverse prafuri la microscop cu ajutorul micrometrului ocular pe deoparte şi cu metoda noastră pe de altă parte, este în curs.

BIBLIOGRAFIE

1. P. N. Torschi, Ghighiena i sanitaria, Nr. 8, 1951, p. 33.
G. S. Ehrenburg, M. N. Krasnogorskaia, I. I. Lifsit şi E. T. Lavrina, Ghighiena i sanitaria Nr. 7. 1950, p. 3.
2. I. V. Reznic, din „*Silicoza şi Silicotuberculoza*“ de L. Daniello şi colab, Edit. de Stat, 1953, p. 52.
3. Perlov şi Anciuntina, din „*Silicoza şi Silicotuberculoza*“ de L. Daniello şi colab, Edit. de Stat, 1953, p. 43.
4. H. Knöll, Kolloid-Zeitschrift, 86, p. 1, 1939.

UNE NOUVELLE MÉTHODE RAPIDE QUI PERMET D'ÉTABLIR EN MÊME TEMPS L'INDICE GRAVIMÉTRIQUE ET LE DEGRÉ DE DISPERSION DES PARTICULES DE POUSSIÈRE DANS LES LOCAUX INDUSTRIELS

(RÉSUMÉ)

On décrit une nouvelle méthode rapide qui permet d'établir en même temps l'indice gravimétrique et le degré de dispersion des particules de poussière dans les locaux industriels.

Cette méthode consiste dans l'application d'un dispositif contenant plusieurs philtres formés par des plaques philtrantes poreuses, ayant une porosité différente, bien déterminée, grâce auquel il devient possible de peser les poussières ayant un certain degré de dispersion.

On décrit le dispositif et les résultats expérimentaux obtenus par le dosage et la distribution des différentes poussiéres, telles que la poussière de sable, de charbon, de ciment, etc.

Les résultats obtenus confirment l'influence de la vitesse d'absorption de l'air vicié.

On vérifie expérimentalement les résultats incertains obtenus par la méthode numérique de calcul fait par l'indice gravimétrique.

Cette méthode donne, au cas oú l'on emploie des philtres ayant une porosité bien déterminée, des résultats concordants et qui donnent toute satisfaction.

Cette méthode permet de calculer rapidement et avec sureté le degré de nocivité des poussières qui se trouvent dans l'atmosphère des locaux industriels.

НОВЫЙ СКОРЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТЕПЕНИ РАССЕЯНИЯ И ОДНОВРЕМЕННО ГРАВИМЕТРИЧЕСКОГО ДОЗИРОВАНИЯ ЧАСТИЦ ПЫЛИ В ВОЗДУХЕ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Описывается новый скорый метод, который дает возможность одновременно определить гравиметрический показатель и степень рассеяния частиц пыли в промышленных помещениях.

Метод состоит в применении устройства с несколькими фильтрами составленными из пористых фильтрирующих пластинок, с различной, точно определенной пористостью и в взвешивании групп пылинок определенной степени рассеяния.

Описывается устройство и экспериментальные данные полученные при группировке и дозировке различных пылей, как: песок, уголь, цемент, итд.

Полученные результаты подтверждают влияние скорости поглощения загрязненного воздуха.

Экспериментально проверяются сомнительные результаты полученны численным методом, при помощи вычислений гравиметрического пока зателя.

Описанный метод дает, при употреблении фильтров с точно опреде ленной пористостбю, соответственно удовлетворительные результаты. Ме тод позволяет установить степень вредности пыли в воздухе промышлен ных помещений ускоренным и точным путем.

IPI 21

ERATĂ

Pag.:	Rîndul:	In loc de:	Se va citi:
5	7	intégrales différentielles	intégro-différentielles
23	14	reparația	repartiția
29	9	încărcarea	încercarea
44	7	$\frac{\nu d}{\nu}$ const.	$\frac{vd}{\nu}$ const.
51	3	20 kg. f. /m^2	20 kg. f. /mm^2
52	tabela 5—18	rupere în afară de rupere.	rupere în afară de repere.
72	1 jos	hidrodinamale	hidrodinamic
91	21	nalte crbe	alte curbe
102	26	$R_e = \frac{v \cdot r}{v}$	$R_e = \frac{v \cdot r}{\nu}$
109	21	lacără	flacără
141	18	d'inflextion	d'inflexion
152	1	tiul	tipul
194	5	elementelor	elementele
194	8	sau excentrică cu mare excentricitate la încovoiere și la compresiune excentrică,	sau excentrică la încovoiere și la compresiune excentrică cu mare excentricitate,
195	1 de jos	m=1,0 în formula (3)	m=1,0 în formula (4)
203	17 de jos col. 2	0,713	0,733
203	13 de jos col. 3	+1,449	+1,502
217	11 de sus	$\delta_{22}\delta_{33}-\delta_{23}$	$\delta_{22}\delta_{33}-\delta_{23}^2$
217	12 de sus	$\delta_{22}\delta_{33}-\delta_{23}$	$\delta_{22}\delta_{33}-\delta_{23}^2$
218	formula (12b)	$\mathfrak{M}_k^\circ + x_1 -$	$\mathfrak{M}_k^\circ + X_1 -$
222	12 de sus	$= \frac{}{EI}$	$= \frac{1}{EI}$
291	8 de sus	capul	capacul
292	11 de jos	aemosfera	atmosfera
318	14 de jos	nestins	stins
327	tabela 7	2,31139	2,32139